E 3280

R 1985 JUN 19

Kohászat

REFERALVA

METALURGIA

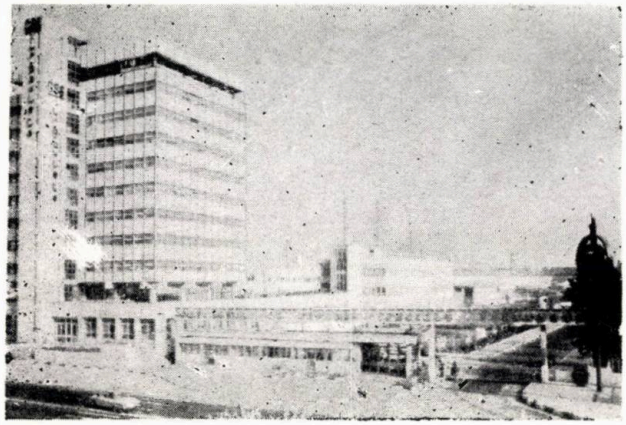
1

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXVI • NR. 1 • IANUARIE 1984

COMBINATUL DE OTELURI SPECIALE

centrul de cercetare proiectare,

prin preocupările sale legate de :



- **fabricația** oțelurilor de scule, rapide, inoxidabile și refractare, pentru construcția de mașini, aeronave, centrale nucleare electrice etc.

- **reducerea** consumurilor materiale și energetice, **valorificarea** eficientă a materiilor prime și a resurselor materiale și energetice refolosibile

oferă :

- **tehnologii** de elaborare, laminare, forjare și tratament termic pentru toată gama de produse siderurgice din profilul de fabricație al platformei Tirgoviște
- **asistență** tehnică la implementarea tehnologiilor noi pe liniile de fabricație, pînă la obținerea rezultatelor impuse
- loturi experimentale de oțeluri speciale și piese turnate din oțeluri inoxidabile și refractare
- lucrări de laborator in domeniile :
  - analize chimice de mare precizie prin spectrofotometrie de absorbție atomică (se pot determina 27 elemente din orice tip de material, in gama de concentrații de la 1–2 ppm pînă la 100%)
  - analize chimice de rutină prin spectrometrie cu fluorescență de raze X
  - analize de fază (calitative și cantitative) pentru orice tip de material, analiza stării de tensiune a texturii, a dimensiunii și distribuției particulelor prin difractometrie de raze X
  - lucrări de difractometrie la temperaturi inalte
  - lucrări de dilatometrie absolută
  - lucrări de oboseală și fluaj
- proiecte pentru instalații și utilaje realizabile prin autoutilare, proiecte pentru piese de schimb

TIRGOVISTE
SOSEAUA GAESTI Nr. 9-11 - COD 0200
TELEFON 31494 - TELEX 17271

INDEXUL ARTICOLELOR APARUTE ÎN ANUL 1983

COCS-CĂRBUNOASE

Aspecte teoretice privind determinarea comportării la măcinare şi compoziţia granulometrică a componenţilor individuali ai şarjei de cocsificare (nr.9) . . . . pag. 409

Căile de îmbunătăţire a calităţii cocsului şi reducerea consumului specific de cocs la furnal (nr.8). . . . 356

Determinarea granulaţiei şi umidităţii optime a şarjei, în vederea obţinerii rezistenţei maxime a pilotului, la introducerea în camera de cocsificare (nr.12). . 613

Model matematic privind optimizarea procesului de grafitare a produselor cărbunoase (nr.8) 353

Noi aspecte privind reţete de cocsificare pe baza huilelor indigene (nr.7) 305

Producerea cocsului brichete prin procedeul ICEM folosind o huilă slabă degresantă şi o huilă de gaz flambantă (nr.5) 209

AGLOMERARE-FURNALE

Caracteristicile aglomeratului cu fondanţi având bazicităţi ridicate (nr.12) 618

Experimentări privind introducerea oxigenului în aerul utilizat la cuptorul de aprindere de la maşina de aglomerare (nr.12) 615

Influenţa utilizării peletelor în încărcătura furnalelor asupra consumului specific de cocs şi productivităţii (nr.12) 623

Utilizarea umidometrelor nucleare cu corecţie de densitate în vrac la măsurarea umidităţii încărcăturii pentru aglomerare (nr.11) 553

METALURGIE NEFEROASĂ EXTRACTIVĂ

Corelaţia dintre solubilitatea cuprului în zgurele de la topirea pentru mată şi parametrii tehnologici (nr.6) 269

Modelarea procesului de filtrare a topiturilor pe bază de aluminiu (nr.8) 366

Studiu privind pierderile de cupru cu zgurele rezultate la topirea pentru mată (nr.7). 333

Viscozitatea zgurelor din sistemele $CaO-Al_2O_3-SiO_2$-Flux (nr.9) 413

OTELURI. ELABORARE, PROPRIETĂŢI, UTILIZARE

Cercetări teoretice şi experimentale privind modelarea matematică a distribuţiei tridimensionale a temperaturii în lingouri şi semifabricate (nr.8) . . . 361

Contribuţii la elucidarea caracterului complex al solidificării oţelului rapid şi al mecanismului de formare a carburilor aliate (nr.5) 218

Fabricarea cilindrilor refractari cu porozitate ridicată pentru barbotarea cu argon a oţelului lichid (nr.7) 313

Forma şi adîncimea frontului de cristalizare în lingoul de oţel retopit electric sub zgură, determinate cu ajutorul fosforului radioactiv (nr.7) 308

Influenţa conţinutului de ferită asupra comportării la fluaj şi oboseală a oţelului inoxidabil austenitic de tip W1.4541 (nr.12). 631

Instalaţie experimentală pentru determinarea tensiunii superficiale şi a densităţii topiturilor metalice şi zgurelor (nr.4) 168

Instalaţie experimentală pentru determinarea viscozităţii zgurelor metalurgice (nr.5). 214

Modelul matematic al distribuţiei temperaturilor la produsele calde obţinute prin turnare continuă (nr.9) 422

Natura, conţinutul şi dispersia incluziunilor nemetalice în oţelul retopit electric sub zgură sintetică (nr.11). 556

Realizări privind îmbunătăţirea geometriei lingotierelor, în vederea reducerii consumurilor specifice (nr.12) 626

DEFORMĂRI PLASTICE. TEHNOLOGII ŞI UTILAJE

Aspecte privind calitatea suprafeţei benzilor subţiri pentru ambutisarea adîncă (nr.12). 634

Automatizarea liniilor de răcire dirijată la laminoarele de sîrmă de mare productivitate (nr.2) 74

Calculul reducerilor pe treceri la trenurile finisoare ale laminoarelor de benzi la cald (nr.9) 417

Cercetări privind tragerea la gol din colac în colac a ţevilor de mici dimensiuni (nr.1) 9

Cercetări privind fabricarea materialului tubular pentru forajul adînc (nr.1) 28

Cercetări privind influenţa diferiţilor factori metalurgici asupra deformabilităţii şi ecruisării benzilor laminate la rece din oţel silicios (nr.1) 34

Cercetări privind transformările structurale determinate de deformarea plastică la rece în aliajele de tip Al-Mg-Si (nr.11) 587

Contribuţii la cunoaşterea fenomenului de ecruisare prin laminare la rece a oţelului manganos rezistent la uzare (Hadfield) prin cercetarea la microscopul electronic (nr.1) 19

Epurarea apelor reziduale provenite de la secţiile de laminoare (nr.2). 80

Fabricarea benzilor înguste din oţel extramoale (fier Armco) (nr.1) 40

Influenţa prelucrării la rece asupra calităţii suprafeţei ţevilor (nr.1). 42

Instalaţii electrice pentru laminoare. Realizări şi perspective (nr.2) 65

Instalaţie numerică pentru calculul lungimii de tăiere la o linie de tăiere transversală pentru benzi, cu regim start-stop (nr.2) 87

Îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice ale benzilor laminate la cald din oţel slab aliat (nr.12). 642

Linii de proces pentru benzi. Acţionări şi automatizări electrice (nr.2) 104

Metodă de calcul pentru obţinerea oţelului rotund prin sistemul de calibrare oval-rotund fals (nr.11). . . 564

Obţinerea semifabricatelor plate din aluminiu şi aliaje de aluminiu prin metode neconvenţionale (nr.5). . . 245

Optimizarea performanţelor circuitelor de redresare pentru alimentarea motoarelor metalurgice de curent continuu (nr.2). 95

Probleme actuale şi de perspectivă privind automatizarea laminoarelor din R.S.R. (nr.2). 69

Procedee moderne de fabricare a ţevilor (nr.6) 298

Recuperarea şi utilizarea la laminoare a căldurii reziduale din apele de răcire (nr.2). 91

TURNĂTORIE

Aprecierea formelor intermediare de grafit printr-un parametru microstructural denumit "factor de formă" (nr.7) 319

Aprecieri asupra calităţii adaosurilor carbonice utilizate în amestecurile de formare crude (nr.3). . . 118

Aspecte structurale ale fontelor albe înalt aliate, rezistente la uzare (nr.4) 180

Automatizarea instalaţiei de frezare a surplusului amestecului de formare la liniile de formare mecanizate (nr.3) 130

Cercetări privind diferite posibilităţi de obţinere a fontelor cu grafit vermicular (nr.4) 185

Cercetări experimentale privind studiul procesului de solidificare a pieselor turnate din oţel, cu ajutorul calculatorului analogic hidraulic (nr.6). . . 264

Cercetări privind reducerea consumului de metal la piesele turnate din aliaje neferoase (nr.10). 520

Comportarea la oxidare a fontelor de primă fuziune utilizate la turnarea lingotierelor (nr.5) 223

Contribuţii privind aplicarea tehnologiei de turnare cu cartuşe de presiune pentru obţinerea pieselor din oţel (nr.3) 133

Contribuţii la îmbunătăţirea calităţii cilindrilor de laminor obţinuţi prin turnare (nr.10) 473

Contribuţii la dezvoltarea tehnologiei de obţinere a fontelor cu grafit nodular prin modificare în formă (nr.10) 482

Contribuţii la studiul dirijării procesului de solidificare a aliajelor feroase turnate în piese (nr.10) . 489

Contribuţii la îmbunătăţirea calităţii utilajului de turnare (nr.10). 498

Contribuţii la obţinerea fontelor cu grafit vermicular (compact) (nr.10). 511

Fabricarea fontelor cu grafit vermicular destinate producţiei de armături (nr.9) 428

Linii mecanizate de turnare a unor piese din aliaje neferoase (nr.10) 532

Mecanizarea fluxurilor de curăţare a pieselor turnate din fontă şi utilizarea agregatelor de polizat la debavurarea chiulaselor şi a blocurilor de motor (nr.3) 128

Metode, posibilităţi şi tehnologii de recondiţionare a utilajului de turnare din unităţile metalurgice (nr.7) 345

Modelarea fizică a procesului de reţinere a incluziunilor nemetalice în reţeaua de turnare (nr.10) 479

Modernizarea liniilor de formare-turnare din cadrul turnătoriei de fontă nr.2 de la Intreprinderea de autocamioane-Braşov (nr.3) 140

Modificarea aliajelor Fe-C-Si pure cu magneziu şi pămînturi rare (nr.11) 577

Obţinerea pieselor turnate din fontă cu grafit nodular prin modificare în formă (nr.3). 113

Particularităţi ale tehnologiei de obţinere a pieselor turnate din oţel pentru centrale atomice (nr.8). . . 388

Posibilităţi de îmbunătăţire a calităţii amestecurilor liate cu bentonite indigene (nr.3) 135

Postmodificarea fontelor cu grafit nodular - o posibilitate de întărire a efectului modificator (nr.10) . 525

Stadiul actual şi perspectiva dezvoltării fabricaţiei de paste refractare folosite la protejarea miezurilor şi formelor (nr.3) 145

Studii şi cercetări privind formarea incluziunilor în oţeluri, ca urmare a reoxidării la turnare (nr.10) 493

Studii şi cercetări experimentale cu privire la forjabilitatea oţelului VMoC120 (nr.10) 506

Studii şi cercetări cu privire la închiderea şi sudarea în timpul forjării a defectelor de material de tipul discontinuităţilor (nr.10). 538

Studiu experimental prin modelare hidraulică privind influenţa unor factori constructivi asupra reţinerii incluziunilor nemetalice în colectoarele centrifugale de zgură (nr.8) 384

Tehnologia de fabricare a miezurilor solubile şi utilizarea acestora la turnarea pieselor din aliaje neferoase (nr.3) 125

Turnarea cilindrilor uscători pentru fabricile de hîrtie (nr.7) 322

Utilizarea adaosului carbonic "Deporom-4C" la îmbunătăţirea calităţii suprafeţelor pieselor din fontă (nr.3) 138

Utilizarea fontei cu grafit vermicular (compact) în construcţia de maşini (nr.10). 542

Vopsea utilizată la turnarea gravitaţională a aliajelor de aluminiu în forme metalice (nr.3) 123

METALURGIE FIZICĂ. TRATAMENTE TERMICE ŞI TERMOCHIMICE. STUDIUL METALELOR. METALURGIA PULBERILOR. SUDURĂ

Aspecte privind condiţiile tehnice impuse oţelurilor pentru organe de asamblare destinate utilizării în medii corosive (nr.6) 259

Calculul ciclurilor combinate de carburare (nr.6) . . 274

Cercetări privind structura metalografică a aliajelor pe bază de cobalt cu rezistenţe înalte la uzare şi la coroziune (nr.4) 172

Cercetări privind corelaţia dintre compoziţia chimică şi proprietăţile mecanice în stare îmbătrînită a oţelurilor electrotehnice (nr.1) 22

Cercetări electronografice privind formarea nitrurilor la nitrurarea în plasma descărcării de tip luminiscent anormal (nr.5) 237

Contribuţii la studiul metalografic al aliajelor Co-Cr-W-Fe-C utilizate la elaborarea de pulberi pentru acoperiri prin metalizare (nr.7). 325

Cu privire la echilibrul atmosferelor complexe utilizate la carburarea şi carbonitrurarea oţelurilor (nr.9) 434

Dependenţa permeabilităţii magnetice relative a oţelului de rulmenţi de structura şi compoziţia fazelor oţelului (nr.8) 369

Elaborarea şi proprietăţile de utilizare a unor pulberi metalice rezultate din valorificarea deşeurilor (nr.7) 329

Factorii de influenţă asupra rezistenţei la destrămarea lamelară a oţelurilor sudabile de construcţie (nr.4) 153

Fractografia oţelului 40CrNiO la ruperea prin oboseală cu şoc (nr.9). 445

Influenţa compoziţiei chimice şi a conţinutului de impurităţi asupra proprietăţilor mecanice ale oţelurilor inoxidabile feritice (nr.4). 161

Influenţa ultrasunetelor asupra transformărilor fazice şi structurale la tratamentul termic al oţelurilor rapide (nr.7) 316

Influenţa cîmpurilor electrostatice asupra saturării cu azot a straturilor superficiale ale produselor din oţel (nr.9). 439

Influenţa tratamentului termic asupra inducţiei magnetice a oţelului de rulmenţi (nr.9) 441

Introducerea încercării de duritate cu microsarcini la aprecierea calităţii îmbinărilor sudate din construcţia de poduri (nr.8) 377

Măsurarea potenţialelor de carbon şi azot în domeniul formării compuşilor (nr.5) 230

Metalografia oţelului (nr.1). 50

Metale de înaltă puritate. Purificarea avansată a nichelului (nr.11) 599

Natura incluziunilor inhibitoare în aliajele Fe-Si (nr.6) 253

Posibilităţi de aplicare a unor energii suplimentare pentru accelerarea proceselor de tratamente termice (nr.11) 567

Tehnologii moderne de obţinere a pulberilor metalice prin pulverizare (I) (nr.7) 336

Tehnologii moderne de obţinere a pulberilor metalice prin pulverizare (II)(nr.9) 448

Transformări structurale la încălzire şi răcire în aliajele de zirconiu (nr.1) 13

COROZIUNE. PROTECŢIA SUPRAFEŢELOR

Cercetări privind borizarea în mediu solid a ansamblului cilindru-piston de la maşinile de turnat sub presiune (nr.6) 272

Cercetări asupra microstructurii straturilor dure şi termorezistente obţinute din pulberi aliate Co-Cr-W-Fe-C prin metalizare cu plasmă (nr.8). 374

Cositorirea electrolitică a benzilor laminate la rece (nr.12) 649

Combaterea coroziunii oţelului carbon din instalaţiile de încălzire, cu ajutorul inhibitorilor (nr.5) . . 278

Contribuţii la creşterea rezistenţei la coroziune fisurantă sub tensiune a mantalei metalice de la preîncălzitoarele cu cameră de ardere interioară (nr.12) 654

Efectul inhibitorilor asupra procesului de coroziune a unor oţeluri (nr.6) 284

Studiul coroziunii unor oţeluri în medii acide prin utilizarea retrodifuziei radiaţiilor beta (nr.5) 233

Studiu radiochimic asupra coroziunii oţelului carbon OL 32 (nr.8) 396

Utilizarea diluţiei izotopice în studiul cineticii reacţiilor de coroziune (nr.4) 190

Zincarea pe o faţă a benzilor laminate din oţel (nr.12) 645

MATERIALE REFRACTARE

Studiu de laborator privind influenţa superplastifianţilor indigeni VIM C11 şi VIM C22 asupra principalelor caracteristici fizice ale cimentului superaluminos de calciu ALICEM 2 şi ale betoanelor refractare respective (nr.4) 194

RESURSE ENERGETICE

Gazificarea cărbunilor (nr.6) 291

Metoda de recuperare a resurselor energetice refolosibile de potenţial scăzut (nr.12) 652

Utilizarea cărbunilor româneşti la încălzitul casnic (nr.5) 241

PROBLEME GENERALE

Asupra materialelor metalice amorfe în stare solidă (nr.8) 381

Concepţia, modalităţile de abordare, resursele şi stadiile de realizare a sistemului informaţional pentru conducerea activităţilor generale ale întreprinderilor (nr.11). 591

Instalaţie de transport rapid a probelor de oţel, realizată cu motoare electrice liniare progresive (nr.12) 629

Institutul de cercetări şi proiectări de fabricaţie pentru produse plate şi acoperiri metalice - realizări şi perspective (nr.12) 611

Instalaţii de stingere a incendiilor cu apă disperasată şi pulverizată (nr.2) 100

Metode, posibilităţi şi tehnologii de refolosire şi recondiţionare a cilindrilor de laminor (nr.4). . . . 198

Metode nedistructive de analiză şi control utilizate în practica uzinelor metalurgice (nr.7). 341

Particularităţi ale întreţinerii funcţionale a instalaţiilor de măsură şi control în condiţii grele de exploatare (nr.8) 363

Pulbere magnetică fluorescentă pentru controlul defectoscopic nedistructiv (nr.6). 257

Sarcinile cercetării şi dezvoltării tehnologice în metalurgie, în etapa actuală (nr.1) 5

Transformări structurale produse de ciclurile termice de sudare şi postsudare în oţeluri aliate de cupru (nr.11) 570

INDEX ALFABETIC PE AUTORI 1983

A

Adam,N.: nr.9, p.428
Adrian,M.: nr.11, p.564
Albu,I.: nr.9, p.422
Aldea,G.: nr.1, p.69
Aluaş,D.: nr.12, p.654
Andreescu,G.: nr.4, p.161
Andrieş,M.: nr.1, p.42
Androne,I.: nr.2, p.80
Antohi,T.: nr. 3, p.140
Apostolescu,R.: nr.3,p.118
Ardelean,A.: nr.1, p.40

B

Badea,Teodora: nr.6,p.278
Badiu,A.: nr.12, p.626
Balinca,G.: nr.12,p.623
Balinca,I.: nr.12,p.642
Bally,D.: nr.6, p.253
Banuş,St.: nr.12,p.623
Barbu,I.: nr.5, p. 209
Bălescu,C.: nr.10,p.532
Bender,A.: nr.7,p.313
Benescu,A.: nr.7, p.308; nr.11, p.556
Bercovici,B.: nr.3,p.118, p.135
Bercu,D.: nr.12,p.629
Berle,E.: nr. 5,p.214
Blîndă,M.: nr.1,p.42
Biosak,E.: nr.7,p.325; nr.8,p.374
Bîlgăr,D.: nr.9,p.409
Boghici,M.:nr.3,p.138
Bogdan,Gh.:nr.3,p.130
Bojin,D.: nr.4, p.180
Bostan,Violeta: nr.7, p.305
Bozocea,Eugenia:nr.7, p.319; nr.11,p.577
Brabie,V.: nr.10, p.473, p.493, p.498
Bradu,B.: nr.12, p. 642
Bratu,C.: nr.6, p.264; nr.8, p.388; nr.10, p.479, p.489, p.520
Bunea,P.: nr.1, p.40
Butmi,V.: nr.2, p.104
Butnaru,Ov.: nr.11, p.564

C

Carabăţ,Cornelia: nr.12, p.631
Cardenas,Elena: nr.10, p. 482
Cartiş,I.: nr.7, p. 316
Cazac,C.: nr.6, p. 287
Călin,T.: nr.7, p. 313
Cecal,Al.: nr.4, p.190; nr.5, p.233; nr.8, p.386
Cehovschi,D.: nr.2, p.104
Chelu,Gh.: nr.10, p.506
Chihaia,St.: nr.12, p.629
Chioreanu,S.: nr.3, p.140
Chira,I.: nr.10, p. 473
Chiricuţă,I.: nr.3, p.125
Chircă, D.: nr.5, p.237; nr.11, p.587
Chişamera,M.: nr.4, p. 185; nr.10, p.498, p. 511
Cibianu,S.: nr.3, p.138
Cioară,P.: nr.8, p.377
Ciprian,N.: nr.3, p.145
Ciobanu,Constanţa: nr.4, p.194

Ciobanu,I.: nr.8, p.384
Ciobanu,D.: nr.5, p.233
Ciucu,I.: nr.8, p.353
Ciucu,Victoria: nr.8, p.353
Cîra,A.: nr.1, p.40
Cohn,E.: nr.3,p.125, p.133, p.138
Cojocaru,M.: nr.5,p.237; nr.6, p.274; nr.9,p.439; nr.11,p.567, p.587
Colan,H.: nr.7,p.325; nr.8, p.374
Constantin,Florica: nr,9,p.428
Constantinescu,Maria: nr.6, p.278
Constantinescu,N.: nr.1,p.19
Constantinescu,Sara: nr.6, p.253
Constantinescu,V.:nr.7,p.329
Constantinescu,Gh.:nr.12, p.615, p.618
Cornescu,Tr.: nr.12, p.634
Cosneanu,C.: nr.3, p.118, p.123, p.145
Cramariuc,R.: nr.6, p.287
Crăciunescu,C.: nr.9,p.428; nr.11, p.577
Cristea,Lidia: nr.8, p.366
Cristea,I.: nr.11, p. 577
Crişan,A.: nr.8, p.384
Cuida,O.: nr.1, p.9,p.42

D

Dârlă,C.: nr.2, p.87
Deacu,N.: nr.3, p.145
Deceanu,V.: nr.7, p.322
Demeny,Z.: nr.3, p.128
Dinescu,L.: nr.9,p.428; nr.11, p.577
Dinu,M.: nr.11, p.599
Dobrescu,Edith: nr.11,p.556
Dobrescu,L.: nr.11, p.591
Dogaru,N.: nr.6, p. 264
Dragnef,D.: nr.1, p.22
Dragoman,I.: nr.4, p.194
Dragomir,I.: nr.4, p.168; nr.5, p.214
Drăghici,S.: nr.10, p.538
Drăgan,I.: nr.1, p.5
Drăgan,N.: nr.4, p.153; nr.6, p.259
Dumitru,I.: nr.9, p.445
Dumitru,N.: nr.7, p.319; nr.9, p.428
Dumitrescu,C.: nr.4, p.180
Dumitrescu,D.: nr.3, p.145
Dulămiţă,T.: nr.9, p.439; nr.11, p. 567
Dumitrescu,G.: nr.3, p.125

F

Farbaş,N.: nr.9, p.445; nr.11, p.570
Farbaş,Valeria: nr.9, p.445
Farkaş,D.: nr.2, p.100
Firescu,V.: nr.5, p.241; nr.6, p.291
Firoiu,C.: nr.6, p. 278
Fiterău,Victoria: nr.6,p.284
Florea,I.: nr.4, p.194
Florian,E.:nr.5, p.230; nr.6, p.274; nr.9,p.434, p.439; nr.11, p.567
Flueraş,D.: nr.8, p. 377
Foriza,St.: nr.7, p.305; nr.9, p.409
Frumosu,Fl.: nr.1 , p.28

G

Gafiţeanu,D.: nr.3, p.133
Gall,I.: nr.3, p.118
Gavăţ,C.: nr.12,p.615,p.618

Gavriloni,D.: nr.5, p.223
Geaglă,Al,: nr.3, p.123
Georgescu,E. nr.7, p.308; nr.11, p.556
Georgescu,I.: nr.3, p.145
Gheorghieș,C.: nr.11, p.553
Gheorghe,I.: nr.4, p.180
Gheorghiu,F.: nr.10, p.532
Giuglea,Mădălina: nr.12,p.654
Glăvan,A.: nr.4, p.161
Grecicosei,Constanța: nr.4, p.194
Gutman,S.: nr.5, p.209
Guțu,M.: nr.1, p.19, p.40; nr.4, p.161

H

Haltrich,K.: nr.7, p.319; nr.11, p.577
Hurjui,V.: nr.12, p.629
Huțu,G.: nr.3, p.118, p.135; nr.9, p.428

I

Ianc,P.: nr.4, p.153
Iancu,N.: nr.12, p.623
Ienciu,M.: nr.8, p.366
Ieremiciuc,Tr.: nr.8,p.377
Iftode,D.: nr.12, p.613
Ilie,Diana: nr.6, p.287
Ilie,S,: nr.6, p.287
Ionescu,C.: nr.3, p.125, p.138
Ionescu,C.: nr.8, p.381
Ionescu,Gh.: nr.4, p.180
Ionescu,Florentina: nr.11, p.556
Ionescu,M.: nr.12, p.623
Ionică,I.: nr.9, p. 434
Iordăchescu,Gr.: nr.11, p.591
Ivănescu,Al.: nr.9, p.422
Ivănescu,N.: nr.3, p.113

J

Jipa,S.: nr.6, p.287
Jurubiță,Vasilica: nr.4,p.153

K

Kaba,E.: nr.7, p.305
Katona,N.: nr.3, p.118,p.135
Kelemen,Irina: nr.8, p.384
Kovacs,K.: nr.7, p.305

L

Laiu,N.: nr.4, p.161
Latu,N.: nr.1, p.40
Lazăr,C.: nr.3, p.138
Lefter,Cătălina: nr.1, p.13
Levcovici,D.T.: nr.12, p.631, p.654
Lupu,Iuliana: nr.7, p.341
Lumînaru,E.: nr.3, p.145

M

Macrea,D.: nr.2, p.74, p.95
Maksai,St.: nr.8, p.361
Malene,E.: nr.3, p.140
Marcu,T.: nr.7, p.305; nr.9, p.409
Marcusohn,I.: nr.3, p.118,p.123, p.135
Masser,St.: nr.3, p.130
Matei,Gh.: nr.7, p.325; nr.8, p.374
Matei,P.: nr.12, p. 645

Matei,R.: nr.3, p.118, p.135
Mazur,Margareta: nr.7, p.305; nr.9, p.409
Mănică,Magelona: nr.6, p.284
Mânea,L.: nr.8, p.361
Mehedinţeanu,M.: nr.7, p.329
Mercea,Viorica: nr.6, p.259
Micu,Matei,Anca: nr.4,p.180
Mihalcea,I.: nr.6, p.287
Mihăilescu,C.: nr.2, p.80, p.100
Mirceacu,I.: nr.12, p.613
Mitelea,I.: nr.7, p.316; nr.9, p.445
Mitrofan,A.: nr.7, p.322
Moldovan,I.: nr.6, p.298
Moldovan,P.: nr.8, p.366
Morariu,St.: nr.11, p.570
Mugur,A.: nr.3, p.138
Munteanu,E.: nr.3, p.130
Munteanu,M.: nr.4, p.161
Mureşan.A.: nr.7, p.322
Mureşan,P.: nr.10, p.525

N

Nedelcovici,Valeria: nr.6,p.259
Negoescu,S.: nr.1, p.34
Negulescu,P.: nr.12, p.649
Nica,M.: nr.4, p.172; nr.5, p.218;nr.7, p.336; nr.9,p.448
Nicola,Maria: nr.6,p.278
Nicola,M.: nr.3, p.113

O

Olariu,N.: nr.7, p.313
Olteanu,M.: nr.1, p.40
Opresou,I.: nr.10, p.532
Orban,R.L.: nr.7, p.329
Ovesea,I.: nr.12,p.611, p.631, p.634

P

Pascu,D.R.: nr.8, p.377; nr.11, p.570
Patraş,V.: nr.11, p.577
Pavoni,Ig.: nr.2, p.65
Pavel,N.: nr.11, p.595
Păsărică,Victoria: nr.7,p.308; nr.11, p. 556
Pătraşcu,R.: nr.3, p.133
Pencea,L.: nr.4, p.153
Petria,Fl.: nr.3, p.123
Petrovici,C.: nr.3, p.113
Pîrvu,Gh.: nr.6, p.253
Pîrvu,V.: nr.3, p.118, p.123, p.135, p.145
Pop,V.: nr.6, p.269; nr.7,p.333
Popa Corina: nr.6, p.287
Popescu,B.: nr.3, p.145
Popescu,I.: nr.3, p.140
Popescu,S.: nr.5, p.230; nr.6, p.274
Popescu,V.: nr.10,p.506, p.538
Popescu,R.: nr.12,p.631
Prichindel,M.: nr.3, p.123
Poşircă,I.: nr.6, p.253
Pumnea,C.: nr.4, p.172; nr.5, p.218; nr.7,p.336; nr.9,p.448

R

Radu,N.: nr.12, p.642
Rădoi,I.: nr.3, p.125
Răileanu,Georgeta: nr.12,p.652
Ripoşan,I.: nr.5, p.223; nr.10, p.473, p.482, p.498, p.511, p.525, p.542

Rosmeteneanu,T.:nr.2,p.91
Roşoga,M.: nr.8, p.356
Rucăreanu,N.: nr.3, p.113
Rus,D.: nr.7, p.305
Rusu,E.: nr.4, p.168; nr.5, p.214; nr.9, p.413

S

Salanţi,A.: nr.8, p.363
Samoilescu,S.: nr.9, p.417
Săbău,Teodora: nr.10, p.473
Săndulescu,N.: nr.3, p.145
Secaşiu,M.: nr.3, p.138
Setnescu,R.: nr.6, p.287
Simion,M.: nr.3, p.138
Simionescu,G.: nr.3, p.118, p.135
Sofroni,L.: nr.8,p.388; nr.10, p.473, p.482,p.489, p.498, p.511,p.520,p.525
Solacolu,Maria: nr.7, p.319
Socolescu,Ana-Maria: nr.11, p.591
Spătaru,I.: nr.6, p.272
Spinciu,Gh.: nr.10, p.538
Stanciu,T.: nr.12,p.626,p.642
Stoian,L.: nr.3, p.130
Stoicescu,C.: nr.2, p.65
Stroia,C.: nr.12, p.626
Stroiescu,I.: nr.3, p.133
Strugari,Fl.: nr.12,p.623
Suciu,M.V.: nr.5, p.245
Suciu,Valeria: nr.5, p.245

Ş

Şerban,Elisabeta:nr.12,p.613
Şerbănescu,C.: nr.6, p.278
Ştefan,I.: nr.3,p.128,p.140
Ştefănescu,Fl.: nr.8,p.388; nr.10,p.479,p.489,p.520

T

Tănăsie,G.: nr.3, p.145
Teleeasă,A.: nr.4, p.161
Teodoru,V.: nr.9, p.417
Tică,Rodica: nr.6, p.284
Toboc,P.: nr.10, p.482
Toma,T.: nr.8, p.361
Topan,D.: nr.7, p.329
Trandafir,I.: nr.12,p.642
Tudosoiu,M.: nr.12, p.629,p.654

Ţ

Ţenea,C.: nr.1,p.19, p.50

U

Ursescu,V.: nr.3, p.128
Ursu,D.: nr.8,p.369; nr.9,p.441

V

Vachniuc,N.: nr.4, p.198; nr.7, p.345
Vasile,Rodica,Ana: nr.1, p.50
Vasile,T.: nr.6, p.274
Vasilescu,O.: nr.3, p.118
Vasilescu,V.: nr.1, p.50
Venter,O.: nr.3, p.133
Vişan,Sanda: nr.11, p.591
Vîrcolacu,I.: nr.10, p.532

METALURGIA

Anul 36 Nr. 1 Ianuarie 1984

CUPRINS

Mihu, Victor: **Un deceniu dedicat fabricației oțelurilor speciale la Tîrgoviște** 5

Forizs, Șt., Mazur Margareta, Marcu T., Solduban, D. și *Bilgăr, D.*: **Caracteristici de măcinare a huilelor și semicocsului** 7

Nicolae, Maria, Constantinescu, D., Baiu, D., Covali, N. și *Nicolae, A.*: **Caracterizarea posibilităților de reducere a consumurilor energetice specifice la cuptoarele electrice cu arc** 11

Mustață, C. T. și *Pogea, G.*: **Influența unor parametri asupra regimului carbonului și cromului la elaborarea oțelului în cuptorul electric cu arc** 13

Adrian, M., Răducanu, Doina și *Butnaru, O.*: **Metodă de calcul pentru sistemul de calibrare pregătitor—oval rotund fals** 18

Pițigoi, B.: **Fenomene tranzitorii în acționarea hidraulică a mecanismelor metalurgice. I Cuptorul cu vatră dublu pășitoare** 23

Cojocaru, M. și *Chircă, D.*: **Model matematic stabilit în vederea determinării influenței parametrilor termici și temporali ai tratamentelor de călire de punere în soluție și îmbătrînire aplicate aliajelor de tip AlMgSi (AlMgSi1)** 33

Fiterău, Victoria: **Cercetări privind comportarea la tratament termic a oțelului OT60** 37

Deac, V.: **Unele aspecte ale optimizării consumului energetic la nitrurarea ionică** 42

Florian, E., Cojocaru, M. și *Popescu, S.*: **Aspecte teoretice și practice ale cineticii proceselor de adsorbție și difuzie** 48

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Țocu, P., Iacoban, I. și *Lazăr, D.*: **Rolul manganului în procesele din furnal și analiza factorilor care influențează randamentul trecerii manganului în fontă** 51

DOCUMENTARE 22, 32, 36

REVISTA REVISTELOR 41, 47, 50, 56

COLEGIUL DE REDACȚIE

NECULAI AGACHI, PIA BĂLU, GHEORGHE BUJGOI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, TRAIAN DUMITRESCU, MIHAIL ENACHE, SUZANA GÂDEA, CONSTANTIN IONESCU, PETRE MARCU, ION MOLDOVAN, MIHAI NICULESCU, IULIU OVESEA, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, LAURENȚIE SOFRONI — președintele colegiului, CORNEL STĂNESCU, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU, CORNELIU VELINCOV, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament : lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

I.P. „Informația" — c. 1715

CONTENTS

DC : 662.66 : 662.741.3 : 539.4/5

Forizs, Șt., Mazur, Margareta, Marcu, T., Solduban, D. and *Bîlgăr, D.* : **The crushing characteristics of pit coals and semicoke**

The paper presents the industrial trials in the crushing characteristics of industrial individual components in the existing preparing circuit.

The large and uneven initial grainsize requires the recrushing of Coroești-32, C_2 33—34 and C_3 36—37 pit coals.

The low efficiency of semicoke recrushing in the existing circuit requires the separate crushing of semicoke.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 7—10

DC : 621.365.2 : 621.311.152

Nicolae, Maria, Constantinescu, D., Baiu, D., Covali, N. and *Nicolae, A.* : **The characterisation of the possibilities of reducing specific energy consumption in electric are furnaces**

The authors present a calculation method of energy balance of the electric arc furnace.

After determining the components of this balance the authors calculate the specific energy consumption. Finally they present briefly the main measures to reduce this consumption.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 11—12

DC : 669.18.621.365.2

Mustață, C. T. and *Pogea, G.* : **The influence of certain parameters on carbon and chrome regime in electric arc furnace steelmaking**

The paper analyses the possiblities of rationalizing of certain parameters at chrome low medium alloy steels. The determinations were carried out under the conditions of gaseous oxygen blowing in the metal bath from the basic electric furnace with 50 t nominal capacity.

The carbon chrome regime was studied and the working nomograms for each phase was drawn.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1. p. 13—17

DC : 621.771.07.073.8

Adrian, M., Răducanu, Doina and *Butnaru, O.* : **Calculation method for the false „oval-round" preparing calibration system**

The paper presents the classic principle applied to calibration calculations by replacing square gages with round gages.

The paper presents also a calculation method for achieving the false oval-round system on continuous lines.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 18—22

DC : 62—82 : 621.783.23

Pițigoi, B. : **Transitory phenomena in the hydraulic drive of metallurgical mechanisms. Double walking beam furnace (I)**

The article analysis the transitory phenomena which occur at the achievement of the advacing mechanism cycle of a double walking beam furnace used at normallizing heat treatment of hot rolled plates.

On the basis of different equations with partial derivatives which determine the relation numerically calculable which allow to determine the maximum and the minimum values of the wave process determined by the law of piston mouvement taking into account the forces which participate in the movement variation.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 23—32

DC : 621.785.681.32

Cojocaru, M. and *Ghircă, D.* : **Mathematical model established with a view to determining the influence of heat and time parameters of quenching and aging treatments applied to Al—Mg—Si alloy**

The authors suggest a mathematical model which points out the influence of independent parameters (maintenance time at quenching temperature, the aging temperature and maintenance time at the aging temperature) on the alloy plasticity.

The equation of established mathematical model allows the determination of technological parameters under the conditions of requiring a certain plasticity of the metal material as well as the determination of the factor which affects plasticity.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 33—36

DC : 621.785

Fiterău, Victoria : **Researches on the OT 60 steel bevaviour during the heat treatment**

The paper presents the experimental results obtained after the application of two methods of heat treatment on OT 60 steel. These results have contributed to the improvement of properties.

The experiments were carried out which a view to replacing T34MoCr09 alloy steel with OT 60 steel in certain parts used in the truck manufacturing.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 37—41

DC : 621.311.152 : 621.785.3

Deac, V. : **Some aspects of improving energy consumption by ion nitriding**

The paper presents some theoretical considerations as well as the results of experimental research into the main factors determining energy consumption in ion nitriding: the temperature and duration of the process, the design of parts, the degree of batch filling of the chamber, the surface condition of parts, the efficiency of the thermal screening etc. By implementing certain measures applied to the above factors, measures that are presented in the paper, the energy consumption in ion nitriding can be reduced by 30—60% as compared to current levels.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 42—47

DC : 621.794/.795

Florian, E., Cojocaru, M. and *Popescu, S.* : **Theoretical and practical aspects of the kinetics of adsorbtion and diffusion processes**

On the basis of the ionic mechaism of adsorbtion the authors explained the favorable influence of oxidizing gaseous components in the cementing atmosphere on the kinetics of the saturation with the respective elements. This influence is due to the reduction of the value of the energy potential limit of electron, due to the formation of an oxide layer. The value mentioned above may be even in metastable equilibrum, because of the fluctuations.

On the basis of the same mecahism the favourable influence of oxygen on carbon and nitrogen diffusion is explained.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 48—50

DC : 669.162.12

Țocu, P., Iacoban, I. and *Lazăr, D.* : **The importance of manganese in the blast furnace processes and the analysis of the factors which influence the efficiency of the transition of manganese in cast iron.**

Metalurgia 36 1984), nr. 1, p. 51—55

INHALT

DK : 662.66 : 662.741.3 : 539.4/5

Forizs, St., Mazur, Margareta, Marcu, T., Solduban, D. und *Bilgăr, D.*: **Die Mahleigenschaften der Steinkohlen und des Halbkokses**

Es werden die Ergebnisse der Versuche angegeben im Zusammenhang mit den Mahleigenschaften der Einzelbestandteile im Vorbereitungskreislauf.

Die anfangs grosse und uneinheitliche Körnung zwingt zum wiederholten Mahlen der Steinkohlen Coroieşti-32, C_2 33—34 und C_3 36—37.

Der niedrige Wirkungsgrad des Wiedermahlens von Halbkoks im Erzeugungskreislauf zwingt zu einem separaten Mahlen.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 7—10

DK : 621.365.2 : 621.311.152

Nicolae, Maria, Constantinescu, D., Baiu, D., Covali, N. und *Nicolae, N.*: **Möglichkeiten zur Herabsetzung der spezifischen energetischen Verbräuche in Lichtbogenöfen**

Es wird eine Methode beschrieben für die Berechnung der spezifischen energetischen Verbräuche der Lichtbogenöfen.

Nach der Bestimmung der Energiebilanzbestandteile wird der spezifische energetische Verbrauch berechnet; zum Schluss werden die wichtigsten Massnshmen zur Herabsetzung der Verbräuche angeführt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 11—12

DK : 669.18 : 621.365.2

Mustață, C. T. und *Pogea, G.*: **Der Einfluss einiger Parameter auf das Kohlenstoff-und Chromregime bei der Stahlherstellung im Lichtbogenofen**

In der Arbeit werden die Möglichkeiten für die Optimierung einiger technologischen Parameter bei der Herstellung der mit Chrom schwach-mittellegierten Stähle, analysiert.

Das Kohlenstoff und Chromregime wurde in 4 Stufen studiert und Arbeitsnomogramme für jede Arbeitsstufe aufgestellt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 13—17

DK : 621.771.07.073.8

Adrian, M., Răducanu, Doina und *Butnaru, O.*: **Berechnungsmethode für das Kalibriersystem oval-rund falsch**

Das vorgeschlagene Prinzip wird gewöhnlich in den Kalibrierungsberechnungen angewendet, die viereckigen Kaliber wurden durch runde ersetzt.

In der Arbeit wird eine Berechnungsmethode vorgeschlagen für die Durchführung des Systems oval-rund falsch auf kontinuierliche Walzstrasse.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 18—22

DK : 62—82 : 621. 783. 23

Pițigoi, B.: **Übergangserscheinungen beim hydraulischen Antrieb der metallurgischen Getriebe. I. Doppelbalkenherdglühofen**

In der Arbeit werden die Übergangserscheinungen analysiert welche bei der Verwirklichung des Vorschubmechanismus eines Doppelbalkenherdglühofens auftreten. Der Ofen für das Normalglühen der warmgewalzten Grobbleche angewendet.

Ableitungen welche die unterbrochene Bewegung aus dem hydraulischen System lenken, werden numerisch berechenbare Gleichungen aufgestellt mit deren Hilfe die maximalen und minimalen Werte des vom Vorschubgesetz des Kolbens gelenkten Wellenprozess bestimmt werden, unter Berücksichtigung aller Kräfte die zur Bewegungsveränderung beitragen.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 2?—32

DK : 621.785 : 681.32

Cojocaru, M. und *Chircă, D.*: **Mathematisches Nachbildungsmodell für die Bestimmung der den Al—Mg—Si Legierungen angewandten thermischen und Zeitparameter des Abschreckhärtung und-alterung.**

In der Arbeit wird ein mathematisches Nachbildungsmodell vorgeschlagen für die Bestimmung der selbständigen Parameter (Haltedauer bei Abschrecktemperatur, Alterungstemperatur und Haltedauer bei Alterungstemperatur) auf die Legierungsplastizität.

Durch die Gleichung des mathematischen Modells werden die technologischen Parameter festgelegt, unter Festlegung einer bestimmten Materialplastizität und der Einflussfaktoren auf die Plastizität.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. ?3—36

DK : 621.785

Fiterău, Victoria: **Untersuchungen über das Verhalten des Stahles OT 60 während der Wärmebehandlung**

Es werden die Untersuchungsergebnisse angeführt in Folge der Wärmebehandlung des Stahles OT 60 für die Verbesserung der Eigenschaften.

Zweck der Untersuchungen war die Ersetzung des legierten Stahles T34 Mo Cr 09 mit dem Stahl OT 60 für Lastkraftwagenteile.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 37—41

DK : 621.311.152 : 621.785.53

Deac, V.: **Einige Aspekte der Optimierung des Energieverbrauchs bei ionischer Nitrierung**

Die Arbeit stellt eine Reihe theoretischer Betrachtungen und die Ergebnisse einiger experimentellen Forschungen dar, betreffend die Hauptfaktoren, die den Energieverbrauch bei der ionischen Nitrierung bestimmen: die Temperatur und die Dauer des Prozesses, die Geometrie der nitrierten Teile, die Behälterfüllung, der Oberflächenzustand der Teile, der Wirkungsgrad des Abschirmungssystems der thermischen Strahlung u.s.w. Durch die Anwendung einiger, diesen Faktoren entsprechenden Massnahmen, die in der Arbeit dargelegt werden, kann der Energieverbrauch bei der ionischen Nitrierung um 30...60% reduziert werden.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 42—47

DK : 621.794/.795

Florian, E., Cojocaru, M. und *Popescu, S.*: **Theoretische und praktische Aspekte der Kinetik von Adsorptions-und Diffusionsprozesse.**

Mit Hilfe des Ionenadsorbtionsmechanismus wird der günstige Einfluss der gasförmigen oxydierenden Bestandteile aus der Einsatzhärtungsatmosphäre auf die Sättigungskinetik mit betreffenden Elementen, erklärt. Dieser Einfluss ist auf die Herabsetzung der energetischen Potentialgrenze des Elektrons zurückzuführen, wegen der Bildung einer Oxydschicht welche wegen Schwankungen in ein metastabiles Gleichgewicht stehen kann.

Mit Hilfe desselben Mechanismus kann auch der günstige Einfluss des Sauerstoffs auf die Kohlenstoff oder Stickstoffdiffusion erklärt werden.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 48—50

DK : 669.162.12

Țocu, P., Iacoban, I. und *Lazăr, D.*: **Die Wirkung des Mangans im Hochofenprozess und die Analyse der Faktoren die den Wirkungsgrad des Manganübergangs im Roheisen beeinflussen**

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 51—55

SOMMAIRE

CD : 662 66 : 662.741.4 : 539.4./5

Forizs, Șt., Mazur, Margareta, Marcu, T., Solduban, D. et *Bîlgăr, D.* : **Caractéristiques du broyage des houilles et du semi-coke**

On présente les essais industriels concernant la caractéristique de broyage des composants individuels dans le circuit de préparation existant.

La granulation initiale à gros grains et irregulière fait nécessaire le rebroyage des houilles de Coroești 32, C_2 33–34 et C_3 36–37.

L'efficacité réduite du rebroyage du semi-coke dans le circuit existant impose son broyage séparé.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 7–10

CD : 621.365.2 : 621.311.152

Nicolae, Maria, Constatinescu, D., Baiu, D., Covali, N. et *Nicolae, A.* : **Possibilités de réduire les consommations spécifiques d'énergie des fours électriques à arc**

On présente un méthodologie pour calculer la balance énergétique du four électrique à arc.

Après la détermination des composants de cette balance on commence la calculation de la consommation spécifique d'énergie ; on présente les principales mesures pour réduire cette consommation.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 11–12

CD : 669 18 ; 621.365.2

Mustață, C. T. et *Pogea, G.* : **L'influence de certains paramètres sur le régime du carbone et du chrome a l'élaboration de l'acier dans le four électrique à arc**

On analyse les possibilités de rationaliser certains paramètres technologiques à l'élaboration des aciers faiblement-moyen alliés au chrome. Les déterminations ont été faites dans les conditions de l'insufflation de l'oxygène gazeux dans le bain métallique du four électrique basique ayant la capacité nominale de 50 t.

On a étudié le régime du carbone et du chrome et on a tracé les nomogrammes de travail pour chaque étape.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 13–17

CD : 621.771.07.073.8

Adrian, M., Răducanu, Doina et *Butnaru, O.* : **Méthode de calcul pour le système de calibrage oval-rond faux**

Le travail propose le principe classique appliqué aux calculs de calibrage en remplaçant les calibres carrés par des calibres de type rond.

On propose une méthode de calcul pour réaliser le système oval-rond „faux" sur les trains continus.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 18–22

CD : 62–82 : 621.783.23

Pițigoi, B. : **Phenomènes transitoires à la commande hidraulique des mécanismes métallurgiques. Le four à double poutre mobile (I)**

On analyse les phénomènes transitoires qui apparaissent à la réalisation du cycle du mécanisme d'avancement d'un four à poutre mobile utilisé pour le traitement thermique de normalisation des tôles épaisses laminées à chaud.

A l'aide des équations différentielles à derivés partiels qui gouvernent le deplacement non-permanent du système hidraulique étudié, on détermine les relations par lesquelles on établit les valeurs maxima et minima du processus d'onde généré par la lois de déplacement du piston en tenant compte de tous les forces qui concourent à la variation du mouvement.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 23–32

CD : 621.785. : 681.32

Cojocaru, M. et *Chircă, D.* : **Modèle mathématique pour déterminer l'influence des paramètres thermiques et temporels des traitements de trempe de mise en solutions et de vieillissement appliqués aux alliages du type Al-Mg-Si**

On propose un modèle mathématique qui met en évidnce l'influence des paramètres indépendants (le temps de maintien à la température de trempe de mise en solution, la température de vieillissement et le temps de maintien à la température de vieillissement) sur la plasticité de l'alliage.

L'équation du modèle mathématique établi permet la détermination des paramètres technologiques dans les conditions de l'existance d'une certaine plasticité du matériel métallique de même que la détermination du facteur qui a une influence prédominante sur la plasticité.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 33–36

CD : 621.785

Fiterău, Victoria : **Recherches concernant le comportement au traitement thermique de l'acier OT 60**

On présente les principaux résultats expérimentaux obtenus à la suite de l'application de deux méthodes de traitement thermique à l'acier OT 60 qui ont amélioré ses propriétés.

Les expérimentations ont eu pour but le remplacement de l'acier allié T34 MoCr09 par l'acier OT 60 pour certaines pièces utilisées dans la construction d'automobiles.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 37–41

CD : 621.311.152 : 621.785.53

Deac, V. : **Quelques aspects sur l'optimisation de la consommation d'énergie dans la nitruration ionique**

L'oeuvre présente une série de considérations théoriques et les résultats des recherches expérimentales concernant les principaux facteurs qui déterminent la consommation d'énergie pendant la nitruration ionique : la température et la durée du traitement, la géometrie des pièces qui composent la charge, le degré de chargement du récipient, l'état des surfaces des pièces, l'efficience du système de blindage de la radiation thermique etc.

En appliquant des mesures correspondantes à ces facteurs, présentés dans l'oeuvre, on peut réduire la consommation d'énergie dans la nitruration ionique avec 30 . . .60% par rapport aux valeurs usuelles.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 42–47

CD : 621.794/. 795

Florian, E., Cojocaru, M. et *Popescu, S.* : **Aspects théoriques de la cinétique des processus d'adsorbtion et de diffusion**

A partir du mécanisme ionique d'adsorbtion on explique l'influence favorable des composants gazeux oxydés de l'atmosphère de cémentation sur la cinétique de la saturation avec les éléments respectifs. Cette influence est dûe à la diminution de la valeur de barrière de potentiel énergétique de l'électron à cause de la formation d'une pélicule d' oxyde qui peut se trouver en équilibre métastabile.

On explique aussi l'influence favorable de l'oxygène sur la diffusion du carbon ou de l'azote.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 48–50

CD : 669.162.12

Țocu, P., Iacoban, I. et *Lazăr, D.* : **Le róle du manganèse dans le processus du haut fourneau et l'analyse des facteurs qui influencent le rendement du passage du manganèse dans la fonte**

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 51–55

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 662.66 : 662.741.3 : 539.4/5

Фориш,Ш., Мазур, Маргарета, Марку,Т., Солдубан, Д. и *Былгэр, Д.* **Характеристики дробления каменных углей и полукокса**

В работе представлены промышленные испытания, касающиеся характеристики дробления отдельных составляющих в существующем потоке приготовления.

Крупная, неравномерная, первоначальная грануляция требует нового дробления каменных углей.

Низкая эффективность нового дробления полукокса в действующем потоке требует его отдельного дробления.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 7–10

ДК : 621.365.2 : 621 : 311.152

Николае, Мария, Константинеску, Д., Баю, Д., Ковали, Н. и *Николае А.:* **Характеристика возможностей снижения удельных энергетических расходов на электродуговых печах**

Представлена методика исчисления энергетического баланса электродуговой печи.

После определения составляющих этого баланса рассчитывается удельный энергетический расход. Коротко представлены главные меры снижения данного расхода.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 11–12

ДК : 669.18 : 621.365.2

Мустацэ, К.Т. и *Поджеа, Г.:* **Влияние некоторых параметров на режим углерода и хрома при выплавке стали в электродуговой печи**

Работа анализирует возможности рационализации некоторых технологических параметров при выплавке слабо-средне легированных сталей с хромом. Определения произведены в условиях вдувания газового кислорода в металлической ванне основной электродуговой печи 50т номинальной мощности.

Исследовали режим углерода и хрома и наносили рабочие номограммы для каждой этапы в отдельности.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 13–17

ДК : 621.771.07.073.8

Адриян, М., Рэдукану, Дойна и *Бутнару, О.:* **Метод исчисления подготовительной калибровочной овально-круголожной системы**

В работе предложен классический принцип, применённый при калибровочных исчислениях, заменяя квадратные калибры круглыми.

Работа поставила своей целью представление метода исчисления для осуществления на непрерывных станах овально-круголожной системы.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 18–22

ДК : 62–82 : 621.783.23

Пицигой, Б.: **Переходные явления в гидравлическом приводе металлургических механизмов**

I. Печь с двойно-шагающим подом

В статье анализированы переходные явления, появляющиеся при осуществлении цикла механизма опережения печи с двойно-шагающим подом, применяющей при нормализации горячекатанных толстых листов.

Исходя с дифференциальных уравнений с частными производными, руководящие непостоянное движение данной гидравлической системы, определяются отношения, на основе которых можно установить максимальные и минимальные величины процесса вольны вызванного законом перемещения поршня, учитывая всех усилий, участвующих в изменении движения.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 23–32

ДК : 621.785 : 681.32

Кожокару, М., Кирикэ, Д.: **Математическая модель, установленная для определения влияния термических и временных параметров обработок прокаливания ввода в раствор и устарения, применённых при сплавах типа Al-Mg-Si**

Работа предлагает математическую модель, показывающую влияние независимых параметров (время выдержки при температуре прокаливания ввода в раствор, температура устарения и время выдержки при температуре устарения) на пластичность сплава.

Уравнение установленной, математической модели позволяет определение технологических параметров в условиях установления определённой пластичности металлического материала, как и определение фактора, имеющего преобладающее воздействие на пластичность.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 33–36

ДК : 621.785

Фитерэу, Виктория: **Исследования, касающиеся поведения при термической обработке стали ОТ 60**

Представлены экспериментальные результаты, достигнутые применением двух способов термической обработки стали ОТ 60, то что способствовало улучшению свойств.

Эксперименты были осуществлены с целью замены легированной стали Т34 Mo Cr09 сталью ОТ 60 на определённых деталях в строительстве автогрузовиков.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 37–41

ДК : 621 : 311.152 : 621.785.53

Деак, В.: **Аспекты оптимизации расхода энергии при ионной азотировании**

Работа представляет некоторые теоретические соображения и результаты экспериментальных исследований, касающиеся главных факторов, определяющих расход энергии при ионной азотировании: температуру и продолжительность процесса, форму нитрированных деталей, степень загрузки резервуара, состояние поверхностей деталей, эффективность системы экранирования против термического излучения и т.д.

Применением соответствующих этим факторам мер, расход энергии при ионной азотировании можно уменьшать на 30... 60% по сравнению с обычными величинами.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 42–47

ДК : 621.794/.795

Флориан ,Е., Кожокару, М. и *Попеску, Э.:* **Теоретические и практические аспекты кинетики процессов адсорбции и диффузии**

На основе ионного механизма адсорбции объясняется благоприятное влияние газовых окислительных составляющих из атмосферы цементации на кинетику насыщения данными элементами. Это влияние объясняется уменьшением величины потенциального энергетического барьера электрона, из-за образования оксидной плёнки, которая благодаря колебаний может находится в метастабильном равновесии. На основе того же самого механизма объясняется благоприятное влияние кислорода на диффузию углерода или азота.

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 48–50

ДК : 669.162.12

Цоку, П., Якобан, И. и *Лэзэр, Д.:* **Роль марганца в доменных процессах и анализ факторов, влияющих на коэффициент полезного действия перехода марганца в чугун**

Metalurgia 36 (1984), nr. 1, p. 51–55

UN DECENIU DEDICAT FABRICAȚIEI OȚELURILOR SPECIALE LA TÎRGOVIȘTE

Ing. Mihu Victor
Directorul Combinatului de Oțeluri Speciale — Tîrgoviște

Orașul Tîrgoviște, străveche cetate de scaun a Țării Românești, a devenit în ultimii zece ani o importantă vatră a siderurgiei românești, prin înființarea Combinatului de Oțeluri Speciale.

Situat în apropierea unor mari centre industriale, Ploiești, Brașov, Cîmpulung, Cîmpina și București, orașul Tîrgoviște contribuie din plin la ritmul impetuos de dezvoltare a întregii noastre economii.

Din inițiativa Secretarului general al partidului, tov. Nicolae Ceaușescu, la data de 22 iulie 1969, s-au pus bazele unei noi citadele industriale, valorificîndu-se, astfel, din plin forța de muncă, hărnicia și talentul oamenilor acestor meleaguri.

Un an mai tîrziu, la 3 august 1970, au început lucrările de construcții ale noii vetre de oțel de la Tîrgoviște, avînd la bază proiecte românești, elaborate de institute de prestigiu ca IPROMET și IPROLAM București, iar în halele oțelăriilor nou create s-au montat primele cuptoare electrice cu arc de 10 și 50 t.

La 14 decembrie 1973, în prezența Secretarului general al partidului, tov. Nicolae Ceaușescu, s-a elaborat prima șarjă de oțel, care a introdus definitiv oțelul în cetatea de scaun a Tîrgoviștei, înscriindu-se astfel drept cea de-a patra mare vatră a siderurgiei românești.

Această dată memorabilă marchează începerea producției de oțel la Tîrgoviște, în paralel cu continuarea lucrărilor de investiții, combinatul cunoscînd o dezvoltare impetuoasă.

Apar obiective noi ca : laminorul de profile mijlocii și ușoare, laminorul degrosisor și de semifabricate ; se montează noi capacități de încălzire și tratament termic ; începe să producă laminorul de benzi electrotehnice și forja de blocuri și bare.

Aceste capacități de producție se dezvoltă armonios, în așa fel încît în anul 1977 se încheie prima etapă de construcție a oțelăriilor, prin punerea în funcțiune a două cuptoare electrice de 100 t, la oțelăria electrică nr. 2.

Anul 1978 a fost un an de pregătire a noilor investiții și de preocupare pentru atingerea parametrilor proiectați la capacitățile puse în funcțiune.

Începînd cu anul 1979, apar noi obiective în producția combinatului : trăgătoria de bare și colaci ; turnătoria mixtă ; se montează trei cuptoare de 100 t la oțelăria electrică nr. 2 și două cuptoare de 10 t, la oțelăria electrică nr. 1 ; intră în funcțiune noi capacități de producție la laminorul degrosisor etc., toate acestea constituind începutul celei de a doua etape de dezvoltare a combinatului.

Anul 1982 este marcat prin creșteri importante ale capacităților de producție la produsele cu grad ridicat de valorificare — țagle forjate din oțeluri înalt aliate, destinate relaminării, bandă dinam și trafo — precum și de construcția unui nou laminor de profile mici, care a intrat în funcțiune în anul 1983.

La încheierea unui deceniu de la înființare, combinatul și-a finalizat prima etapă de dezvoltare și a creat bazele pentru încheierea celei de a doua etape pînă la sfîrșitul acestui cincinal.

Noile capacități de producție au înglobat dotări la nivelul tehnicii mondiale, în scopul realizării de produse metalurgice cu un înalt grad de prelucrare și cu performanțe similare celor care pînă nu demult se importau.

Instalația de degazare sub vid DH, retopirea electrică sub zgură pentru obținerea oțelurilor de înaltă puritate, mașinile de tragere la cald, de cojire și șlefuire, liniile auto-

mate de tratament termic cu și fără atmosferă de protecție, tratamentele termice în vid la oțelurile de scule, laboratoarele dotate cu aparatură ultramodernă, tehnica de calcul la nivel republican etc. fac posibilă realizarea unor produse cu caracteristici impuse de norme interne și internaționale.

Asimilarea noilor produse și aplicarea tehnologiilor în fluxul de fabricație se realizează prin centrul propriu de cercetare-proiectare, care funcționează din anul 1980.

În prezent, combinatul realizează produse din 300 de mărci de oțeluri, într-o gamă sortimentală diversificată, în funcție de cererea beneficiarilor interni și externi.

Produsele de bază ale combinatului sînt de fapt produsele necesare economiei naționale, care se fabrică numai la Tîrgoviște, ca de exemplu: oțelurile de scule și rapide sub formă de bare și blocuri forjate sau prelucrate superior, la dimensiuni sub 6 mm, bare șlefuite și bandă electrotehnică pentru dinam și transformator.

Alături de aceste produse se realizează o întreagă gamă de laminate pentru construcția de mașini, necesare fabricării rulmenților, organelor de asamblare, arcurilor pentru mașini, vagoane, locomotive, oțeluri pentru industria de autoturisme, tractoare, autocamioane etc.

În ultimii ani, s-a început fabricarea de oțeluri pentru supape și bolțuri, oțeluri pentru cazane, pentru turbine, pentru organe de securitate la autoturisme, pentru industria aeronautică și pentru centralele nuclearo-electrice.

Producția oțelurilor inoxidabile și refractare pentru construcția de mașini și chimie a căpătat o importanță deosebită prin asimilarea și fabricarea de produse din mărci noi de oțeluri.

Ponderea oțelurilor aliate și înalt aliate în producția combinatului este de 70%, restul fiind oțeluri selecționate, produse solicitate de economia națională.

Combinatul se găsește în etapa diversificării producției oțelurilor rapide, a oțelurilor pentru fabricarea rulmenților, organelor de asamblare etc., în scopul realizării întregii game sortimentale solicitate de beneficiarii săi.

În prezent se livrează oțeluri rapide retopite electric sub zgură, sub formă de blocuri, și se pregătesc oțeluri rapide pentru extrudare la rece și la cald.

Se realizează în mod curent oțeluri desulfurate sau microaliate cu plumb, pentru industria de automobile, pentru pompe de injecție etc., iar în anul 1984 se vor valorifica cercetările făcute în direcția elaborării oțelurilor rapide cu un conținut redus de elemente de aliere, avînd aceleași caracteristici tehnice și tehnologice impuse mărcilor standardizate.

Ridicarea nivelului calitativ al producției, respectarea termenelor contractuale și creșterea nivelului de calificare al tuturor oamenilor muncii din combinat constituie preocupările de bază ale consiliului oamenilor muncii.

Un deceniu de producție a oțelurilor aliate și înalt aliate la Tîrgoviște a consolidat un colectiv de muncitori, ingineri și tehnicieni conștienți de sarcinile ce le revin în realizarea unor produse de înaltă calitate, necesare economiei naționale.

METALURGIA 1
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1984

Ing. Şt. Forizs, ing. Margareta Mazur
tehn. T. Marcu
C.C.P. Hunedoara
ing. D. Solduban şi sing. D. Bilgăr
U.C.C. — „Victoria" — Călan

Caracteristici de măcinare a huilelor şi semicocsului

CZ : 662.66 :662.741.3 : 539.4/.5

Analiza aspectelor teoretice privind caracterizarea compoziţiei granulometrice a şarjei de cocsificare pe componenţi şi în ansamblu a dus la necesitatea determinării caracteristicilor de măcinare ale utilajului existent şi a măcinabilităţii componenţilor individuali.

Problema se simplifică dacă este posibilă măcinarea separată a fiecărui component, respectiv a fiecărui tip de huilă şi se complică dacă fluxul de pregătire impune măcinarea concomitentă a unui amestec compus din mai mulţi componenţi.

Prima măsură pentru stabilirea unui flux tehnologic corect este stabilirea caracteristicilor de măcinare şi a măcinabilităţii huilelor care participă în reţetele complexe.

Rezultatele experimentărilor în acest sens vizează două aspecte ale problemei:

— influenţa debitului de măcinare asupra măcinabilităţii huilelor individuale;

— caracteristicile de măcinare la debite constante.

Caracteristicile de măcinare în funcţie de debitul de măcinare

Pentru a stabili în ce măsură debitul de măcinare influenţează compoziţia granulometrică a huilelor trecute prin concasoarele secţiei de pregătire s-au efectuat încercări de măcinare la debite diferite de măcinare de 40, 80, 120 şi 160 t/h.

Rezultatele acestor încercări sînt redate în formă grafică în figura 1 (*1—5*).

În aceste figuri caracteristica de măcinare este prezentată în mod explicit pentru fiecare fracţie granulometrică din curba granulometrică, în diagrama dreptunghiulară. Reprezentarea punctelor pe verticală, la o anumită fracţie granulometrică cumulată, indică diferenţa cauzată de variaţia debitului de măcinare cu valori crescînde de sus în jos, iar orientarea punctelor deasupra diagonalei exprimă caracteristica de măcinare specifică pentru fiecare huilă în parte, cum s-a precizat anterior.

Din datele prezentate, rezultă următoarele concluzii:

— influenţa debitului de măcinare este sensibilă numai la debite mici de ordinul a 40—60 t/h, nerealizabile în condiţii industriale;

— diferenţa granulaţiei obţinute după măcinare se menţine şi la debite mari, dar în mai mică măsură, astfel încît granulaţiile obţinute la debite caracteristice fluxului de pregătire de 120 — 160 t/h la semişarjă sînt apropiate;

— caracteristica de măcinare cea mai bună în aceste încercări, strict controlate, s-a observat la huila Coroieşti — 32, a cărei curbă se distanţează cel mai mult de diagonală. Această ultimă observaţie aparent vine în contradicţie cu părerea generală despre măcinabilitatea mai scăzută a huilelor tinere, problemă la care se va reveni ulterior;

— din analiza comportării la măcinare a celorlalte huile s-a remarcat comportarea identică a huilelor C_2 33—34 şi C 34 — 35, explicabilă prin compoziţia lor petrografică asemănătoare şi gradul apropiat de carbonificare, ambele huile făcînd parte din acelaşi bazin carbonifer;

— comportarea asemănătoate la măcinare a huilei C_2—35 şi a huilei C_2 36—37, cu grad cu totul diferit de carbonificare, se datoreşte acţionării în acelaşi sens a doi factori diferiţi:

a) la huila C_2 36—37, gradul de carbonificare mai înaintat R_0=1,5% explică măcinabilitatea scăzută;

b) măcinabilitatea scăzută a huilei C_2—35, mai tînără R_0=1,14%, se datoreşte unei proporţii ridicate de inertinit sub formă de durit.

Prin aceste cercetări s-a stabilit că pentru determinarea caracterisricii de măcinare în condiţii industriale trebuie ales debitul de 120 t/h.

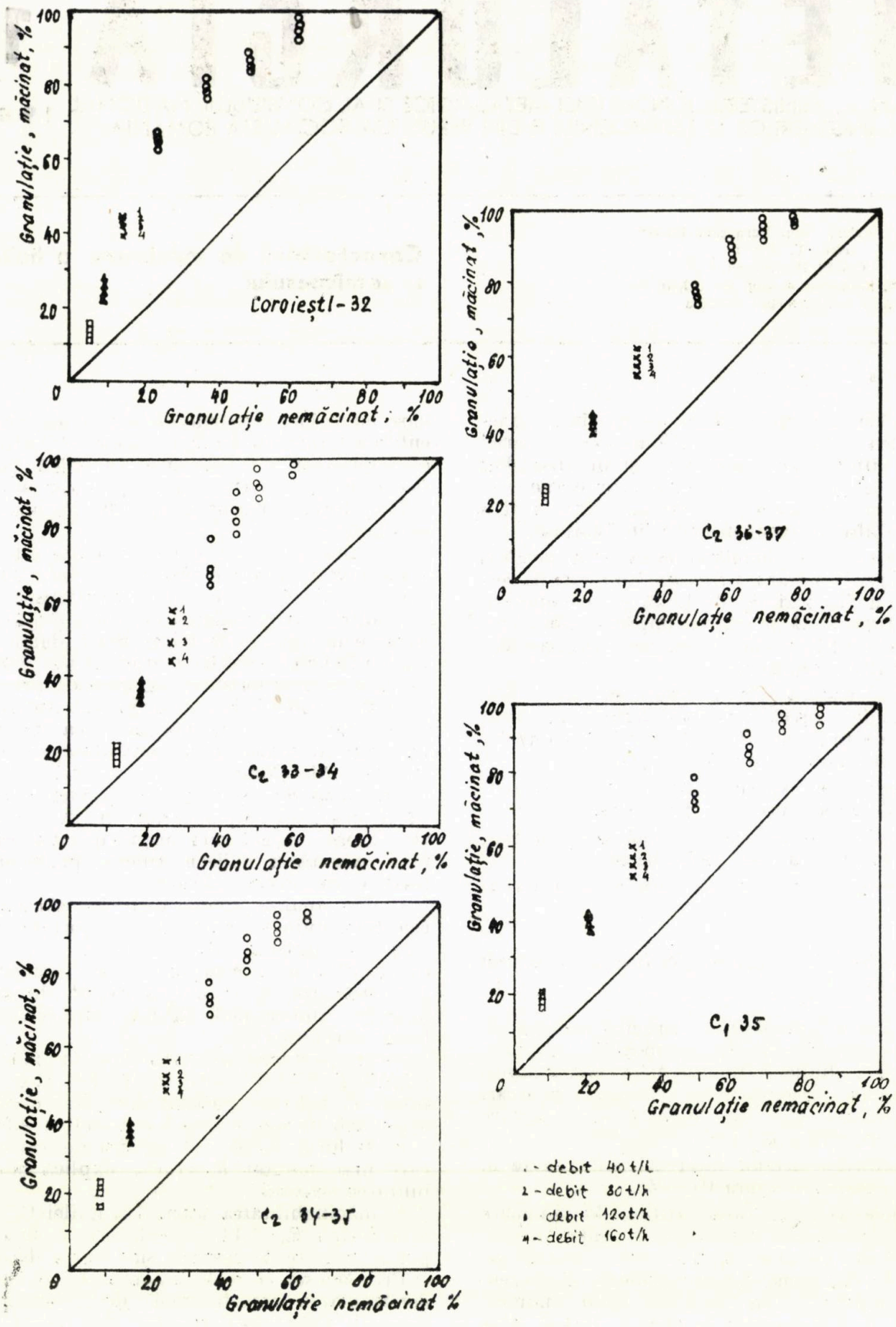


Fig. 1. Caracteristica de măcinare a huilelor la debite diferite

Variaţia caracteristicii de măcinare în timp, la debite constante

Extinderea determinărilor semiindustriale privind caracteristica de măcinare a concasoarelor, în condiţii industriale, s-a efectuat pentru toţi componenţii care participă în structura de reţetă, de la huile la semicocs. Obiectivele urmărite în această etapă a cercetării au fost următoarele:

— compararea măcinabilităţii celorlalţi componenţi cu cea a semicocsului. În acest scop, s-a determinat coeficientul de măcinare conform cu relaţia $CM = i_0/i_{sx}$;

— determinarea caracteristicii de măcinare a semicocsului atît la măcinarea primară, cît şi în circuitul obişnuit de măcinare;

— determinarea caracteristicilor de măcinare a componenţilor în timp pentru a sesiza oscilaţia acestor caracteristici în funcţie de calitatea materiei prime, în condiţiile curente de exploatare.

Din tabelul 1 şi figura 3, referitoare la comportarea semicocsului la măcinare, rezultă că modificarea sensibilă a granulaţiei semicocsului are loc numai la prima măcinare a acestuia în timpul alimentării cu semicocs de la secţia de semicocsificare.

Remăcinarea semicocsului chiar în condiţiile măcinării separate a acestuia, la debite mici, duce la o mică îmbunătăţire a compoziţiei granulometrice. Acest lucru se reflectă în repartizarea punctelor în apropierea diagonalei (fig. 3). Indicele de mărunţire $i = Do/d$ în acest caz este de ordinul 1,25.

Această constatare duce la concluzia renunţării la măcinarea semicocsului în fluxul teh-

Caracteristici de măcinare *Tabelul 1*

Denumirea componentului	*Do*, mm			*d*, mm			I_0	CM
	Maxim	Minim	Mediu	Maxim	Minim	Mediu		
Semicocs brut	1,86	1,33	1,51	1,19	1,07	1,12	1,30	1,04
Semicocs măcinat	1,25	1,06	1,25	0,96	0,90	0,93	1,25	
Coroieşti—32	9,19	6,22	7,84	3,27	2,01	2,91	2,95	2,36
Component 34	9,77	4,21	6,63	4,20	1,88	2,79	2,54	2,04
Component 36—37	8,06	3,61	4,56	2,73	1,01	1,71	2,61	2,09
Component 34	4,52	2,33	3,41	2,41	1,12	1,62	2,30	1,84
Component 35	4,35	2,29	3,30	1,92	0,69	1,33	2,62	2,09

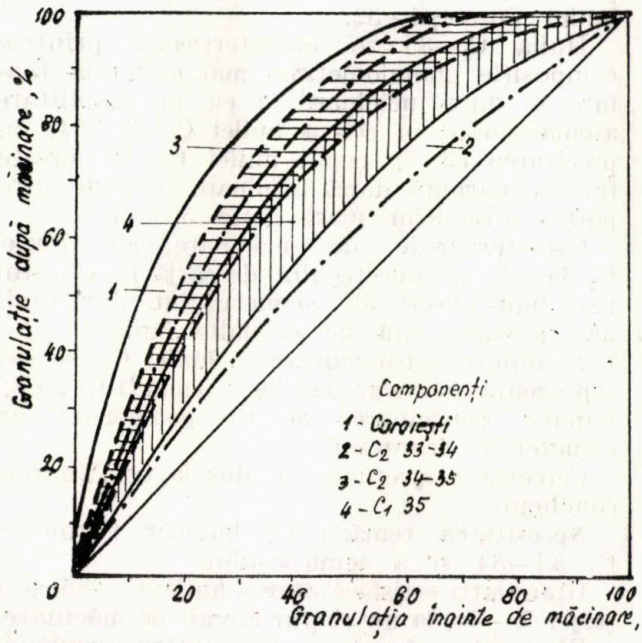


Fig. 2. Caracteristica de măcinare a huilelor

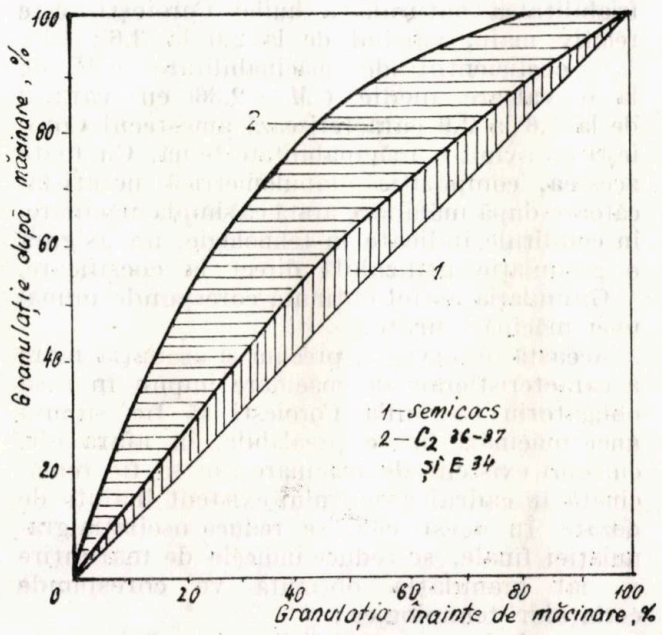


Fig. 3. Caracteristica de măcinare cumulată a semicocsului, huilei C_2 36—37 şi sarjei E—34

nologic existent, măcinarea acestuia făcîndu-se într-un concasor cu ciocane rapid, chiar la locul de fabricaţie sau pe traseul de la secţia de semicocs la U.C.C.

Pentru restul componenţilor din structurile de reţete, din lipsă de spaţiu, nu se redau caracteristicile de măcinare individuale, ci numai curbele cumulate ale domeniului de variaţie (fig. 2 — huilele Coroieşti—32, C_2 33—34, C_2 34—35 şi C_1—35) şi (fig. 3— semicocs măcinat, huilele C_2 36—37 şi amestecul de şarjă E—34).

Caracteristicile granulometrice foarte variate atît ale huilei brute, cît şi ale huilei măcinate, în cazul amestecului Coroieşti, arată următoarele :

— granulaţia brută mare de la 10—50 mm determină oscilaţia diametrului de la 6,2 la 9,4 mm, granulaţia mare a huilelor brute şi mai ales variaţia acestei granulaţii are două efecte tehnologice negative :

a) dereglează dozatoarele gravimetrice şi nu asigură debitul de dozare necesar;

b) nu asigură fineţea de măcinare necesară a acestui component, impusă de calitatea inferioară a acesteia din punct de vedere tehnologic, deşi măcinabilitatea sa după prima măcinare, cum s-a văzut anterior, este bună;

— diametrul mediu al huilei Coroieşti după măcinare oscilează de la 1,7 la 3,2 mm şi, datorită motivelor arătate, nu reprezintă o granulaţie satisfăcătoare. Astfel, suma fracţiilor 0—0,6 mm reprezintă numai 20—30%, suma fracţiilor sub 3 mm reprezintă 65—75%, iar un număr mare de granule în proporţie de 5—15% rămîn în granulaţia mare de + 5 mm, cu toate consecinţele negative ce decurg din acestea asupra macrostructurii cocsului;

— indicele de mărunţire i_0, care reprezintă friabilitatea naturală a huilei Coroieşti, este relativ mare, variind de la 2,0 la 3,6;

— coeficientul de măcinabilitate CM de la o valoare medie $CM = 2{,}36$ cu variaţii de la 1,6 la 2,9 caracterizează amestecul Coroieşti ca avînd o măcinabilitate bună. Cu toate acestea, compoziţia granulometrică nesatisfăcătoare după măcinare arată că simpla măcinare, în condiţiile indicate în tehnologie, nu asigură o granulaţie utilizabilă direct la cocsificare.

Granulaţia astfel obţinută corespunde numai unei măcinări brute.

Această observaţie, precum şi oscilaţia mare a caracteristicilor de măcinare impun în mod obligatoriu ca huila Coroieşti să fie supusă unei măcinări brute prealabile, în afara circuitului existent de măcinare sau să fie remăcinată în cadrul circuitului existent înainte de dozare. În acest caz, se reduce oscilaţia granulaţiei finale, se reduce indicele de mărunţire i_0, iar granulaţia obţinută va corespunde cerinţelor tehnologice;

— variaţia caracteristicilor de măcinare în timp confirmă proveniența din mai multe mine a huilei Coroieşti cu caracteristici tehnice şi tehnologice diferite.

Influenţa negativă a acestui fapt se poate elimina parţial prin omogenizarea huilelor la spălătorie şi omogenizarea în stivă, fără a putea influenţa pozitiv nivelul calitativ general cauzat de participaţia altor huile în amestecul Coroieşti—32;

— caracteristica de măcinare relativ bună a huilei Coroieşti se datoreşte faptului că această huilă are o compoziţie cu predominanţă vitritică (80—85% vitrit) şi că cei 30—40% componenţi inerţi sînt reprezentaţi parţial tot de vitrit cu un grad de încărbunare inferior.

Componenţii duri în acest caz sînt reprezentaţi numai de substanţe minerale în formă de carbargilit şi pirită;

— huila Coroieşti—32, avînd parţial natură de degresant vitritic, supramăcinarea sa măreşte gradul de autodegresare, ceea ce are influenţă negativă în formarea stratului plastic şi utilizarea raţională a huilelor ameliorante.

Huila C_2 33—34 are o măcinabilitate mai slabă $CM = 2{,}04$ cu variaţii mari de la 1,04 la 3,0, datorită prezenţei durităului în compoziţia sa petrografică, componenţii inerţi reprezentînd 37%. Această huilă are un grad de carbonificare mai ridicat decît huila Coroieşti—32, deci ar trebui să aibă o măcinabilitate mai bună decît aceasta. Prezenţa inertinitului organic şi anorganic determină măcinabilitatea mai scăzută şi prezenţa mare a granulelor de + 5 mm, după măcinare.

Măcinarea concomitentă a huilei C_2 33—34 cu huila Coroieşti—32, în circuitul existent de măcinare, poate fi acceptată ca o soluţie provizorie, dar care duce la supramăcinarea huilei Coroieşti—32.

Huila C_1—35 se caracterizează printr-o compoziţie granulometrică mai uniformă înainte şi după măcinare şi cu măcinabilitate asemănătoare cu cea a huilei C_2 33—34, cu precizarea că, în cazul huilei C_1—35, creşte fracţia măruntă după măcinare şi scade proporţia granulelor mari peste 5 mm.

Caracteristicile de măcinare ale huilei C_2 36—37 şi amestecului de şarjă E—34 sînt mai bune decît ale semicocsului, dar mult mai scăzute faţă de celelalte huile.

Neuniformitatea ridicată a huilei C_2 36—37 şi prezenţa mare a granulelor + 5 mm (10—25%) impune remăcinarea acestui component cu caracter de degresant.

Cercetările efectuate au dus la următoarele concluzii :

Necesitatea remăcinării huilelor Coroieşti, C_2 33—34 şi a semicocsului.

Granulaţia satisfăcătoare a huilei C_1—35 şi a şarjei E—34, la un singur circuit de măcinare.

Eficienţă scăzută a remăcinării semicocsului în circuitul existent de măcinare.

Ing. Maria Nicolae, ing. D. Constantinescu,
ing. D. Baiu, ing. N. Covali
şi dr. ing. A. Nicolae
Institutul politehnic — Bucureşti

Caracterizarea posibilităţilor de reducere a consumurilor energetice specifice la cuptoarele electrice cu arc

CZ: 621.365.2:621.311.152

Avînd în vedere importanţa pe care o au în prezent măsurile de îmbunătăţire a eficienţei exploatării energetice a agregatelor termice metalurgice, în lucrarea de faţă se prezintă o metodologie de calculare a consumului energetic specific al cuptorului electric cu arc şi, pe baza relaţiilor deduse, se încearcă o caracterizare succintă a posibilităţilor de reducere a acestui consum. Pentru îndeplinirea acestui deziderat se ţine seamă şi de referirile bibliografice mai importante apărute pînă în prezent [1] — [4].

Pentru stabilirea ecuaţiei de calculare a consumului energetic specific, este necesar ca în prealabil să fie cunoscute puterea aparentă S şi puterea activă P. Determinarea acestor doi parametri ai transformatorului agregatului se face prin întocmirea bilanţului energetic pentru perioada de topire, care, în comparaţie cu celelalte două faze importante ale ciclului de elaborare (afinarea şi dezoxidarea), este caracterizată prin valori maxime ale puterilor necesare.

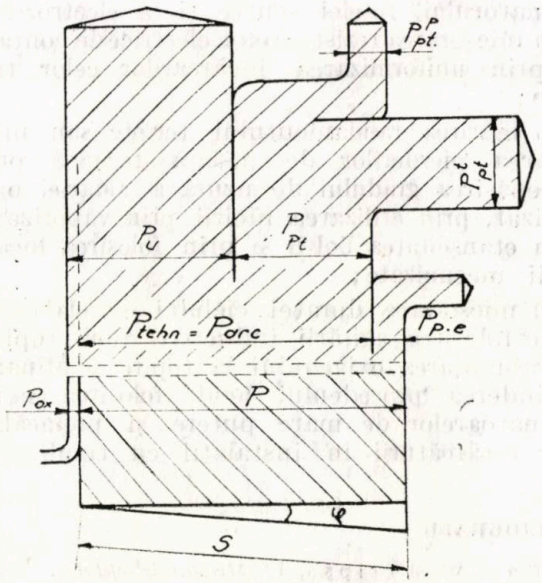


Fig. 1. Reprezentarea grafică a bilanţului energetic al cuptorului electric cu arc

Pe baza reprezentării grafice a bilanţului energetic redat în figura 1, se poate scrie următoarea relaţie de bază pentru calcularea puterii aparente a transformatorului:

$$S = \frac{P_{tehn}}{k_u \cdot \eta_e \cdot \cos\varphi} = \frac{P - P_{p.e}}{k_u \cdot \eta_e \cdot \cos\varphi} \text{ [kVA]} \quad (1)$$

În ecuaţia de mai sus, prin k_u s-a notat coeficientul de utilizare a transformatorului în perioada de topire ($k_u = 0{,}8 - 0{,}9$, deoarece se ţine seamă de perioada de lucru cu tensiune scăzută pentru protejarea zidăriei şi de neutilizarea transformatorului la parametrii nominali de funcţionare); η_e — randamentul electric egal cu 0,86 — 0,93; $\cos\varphi$ — factorul de putere care în calcule se ia egal cu 0,83; $P_{p.e}$ — puterile pierdute pe cale electrică, al căror calcul nu face obiectul lucrării de faţă; P — puterea activă a transformatorului, iar P_{tehn} — puterea pe baza căreia se obţine căldura necesară tehnologic, care este egală cu puterea dezvoltată de arc, P_{arc}.

Apelînd la aceeaşi reprezentare grafică a bilanţului energetic, se constată că:

$$P_{tehn} = P_{arc} = P_u + P_{p.t} - P_{ex} \text{ [kW]} \quad (2)$$

Calcularea puterii necesare în mod util pentru încălzirea încărcăturii metalice, topirea acesteia şi supraîncălzirea topiturii se poate face utilizînd relaţia de mai jos:

$$P_u = 0{,}28 \frac{C}{\tau_t} [c_{p1}(t_t - t_i) + l_t + c_{p2}(t_{mat} - t_t)] \text{ [kW]} \quad (3)$$

relaţie în care C este capacitatea cuptorului, t; τ_t — durata de topire, h; c_{p1} şi c_{p2} — căldurile specifice ale încărcăturii şi topiturii, kJ/kg. grd; l_t — căldura latentă de topire, kJ/kg, iar t_i, t_t şi t_{mat} — temperaturile iniţiale de topire şi de elaborare.

La cuptoarele electrice cu arc puterile pierdute pe cale termică P_{pt} sînt reprezentate de puterile pierdute în perioada de topire propriu-zisă, P^t_{pt} şi de puterile P^p_{pt} pierdute în pauza de curent de durată τ_p dintre două cicluri de elaborare, necesară pentru încărcare şi reparaţii, astfel încît se poate scrie:

$$P_{pt} = P^t_{pt} + P^p_{pt} \quad (4)$$

În ceea ce priveşte puterile termice pierdute în perioada de topire propriu-zisă, ele sînt alcătuite din următoarele componente:

$$P^t_{pt} = P_z + P_g + P_{rad} + P_{a.r} + P_{p.z} \quad (5)$$

Cunoscînd cantitatea specifică de zgură g_z, exprimată în kg zgură/kg material și efectul termic al reacției de formare a zgurei q_z, în kJ/kg zgură, puterea necesară formării zgurei P_z se poate determina astfel:

$$P_z = 0{,}28 \frac{C}{\tau_t} g_z \cdot q_z \text{ [kW]} \quad (6)$$

Utilizînd relația:

$$P_g = \frac{C}{\tau_t} \cdot q_g \text{ [kW]} \quad (7)$$

în care q_g constituie pierderea specifică de căldură egală cu 27—28 kWh/t, se poate calcula puterea P_g necesară acoperirii pierderilor de căldură cu gazele ce se evacuează prin neetanșeități (aer cald care circulă prin tirajul creat între orificiul de lucru și orificiile electrozilor, praf, vapori metalici, gaze de ardere a electrozilor).

Puterea pierdută prin zidărie $P_{p.z}$, puterea consumată prin deschidrea orificiului de lucru P_{rad} și puterea preluată de apa de răcire $P_{a.r}$ se determină cu relațiile cunoscute de la cuptoarele cu combustibil ținînd seamă de următoarele specificații:

— la stabilirea lui $P_{p.z}$ se ia în calcul grosimea zidăriei $\delta_{real} = 0{,}75 \cdot \delta_{proiectat}$, datorită uzării căptușelii;

— la răcirea clasică se consideră variația temperaturii apei de răcire $\Delta t = 25°C$.

În ceea ce privește puterile termice pierdute pe durata pauzei P^p_{pt}, se constată existența a două situații:

a) în cazul cuptoarelor mici, la care încărcarea se face prin orificiul de lucru, se poate utiliza relația:

$$P^p_{pt} = 1{,}5 \frac{\tau_p}{\tau_t} (P_{p.z} + P_{rad} + P_{a.r}) \text{ [kW]} \quad (8)$$

b) pentru cuptoarele mari, la care încărcarea se face mecanizat pe sus, se recomandă ecuația:

$$P^p_{pt} = \frac{\tau_p}{\tau_t} \cdot \frac{\pi \cdot D^2_{im}}{4} \cdot q_p \text{ [kW]} \quad (9)$$

în care D_{im} este diametrul interior mediu, m, iar q_p reprezintă pierderea specifică pe timpul pauzei, egală cu aproximativ 660kW/m².

Calcularea puterii termice introduse prin ecuații exoterme, P_{ex}, datorate în special arderii elementelor chimice, se poate face cu relația:

$$P_{ex} = 0{,}28 \frac{C}{\tau_t} \sum a_i \frac{b_i}{l - b_i} \cdot q_i \text{ [kW]} \quad (10)$$

în care a este conținutul elementului respectiv la sfîrșitul topirii, %; b — arderea elementului, %, iar q — efectul termic al reacției de ardere, kJ/kg.

Odată stabilite componentele bilanțului energetic se poate proceda la determinarea consumului energetic specific W, a cărui expresie de calcul este:

$$W = \frac{1}{C}(K_1 P \tau_1 + K_2 P \tau_2 + K_3 P \tau_3) =$$

$$= \frac{P_u + P^t_{pt} + P^p_{pt}}{C \cdot \eta_e}(K_1 \cdot \tau_1 + K_2 \cdot \tau_2 + K_3 \cdot \tau_3)$$

[kWh/t] (11)

în care K_1, K_2, K_3 sînt coeficienții de utilizare a puterii transformatorului în perioadele de topire, afinare și respectiv dezoxidare, iar τ_1, τ_2 și τ_3 reprezintă duratele în h ale celor trei perioade.

Analizînd relația de mai sus se poate deduce că principalele măsuri prin care se poate reduce consumul energetic specific sînt reprezentate de:

a) supraîncărcarea cuptorului;

b) mărirea randamentului electric sau reducerea pierderilor de natură electrică prin proiectarea corectă a barelor secundare ale transformatorului, rețelei scurte și a electrozilor, prin micșorarea rezistențelor electrice de contact și prin uniformizarea încărcărilor celor trei faze;

c) mărirea randamentului termic sau micșorarea pierderilor de natură termică prin nedepășirea gradului de uzură a zidăriei preconizat, prin utilizarea răcirii prin vaporizare, prin etanșeitatea bolții și prin folosirea încărcării mecanizate;

d) micșorarea duratei ciclului de elaborare prin folosirea agitării inductive după topire, întrebuințarea oxigenului la topire și afinare, extinderea procedeului acid, folosirea transformatoarelor de mare putere și preîncălzirea încărcăturii în instalații cu combustie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rău, Al. și Tripșa, I. *Metalurgia oțelului*. București, E.D.P., 1973.

[2] Altgauzen, A.P. ș.a. *Instalații electrotermice industriale*. București, Ed. tehnică, 1975.

[3] Micu, E. *Utilizări ale energiei electrice în industrie și transporturi*. București, E.D.P., 1975.

[4] Comșa, D. și Pantelimon, Lucia *Electrotermia*. București, E.D.P., 1979.

Ing. C. T. Mustață
Combinatul siderurgic—Galați
ing. G. Pogea
Combinatul siderurgic—Hunedoara

Influența unor parametri asupra regimului carbonului și cromului la elaborarea oțelului în cuptorul electric cu arc

CZ : 669.18 : 621.365.2

Lucrarea își propune analiza influenței unor factori tehnologici asupra elaborării oțelurilor slab-mediu aliate cu crom, în condițiile insuflării oxigenului gazos în baia metalică a cuptorului electric cu arc. S-a urmărit în special regimul carbonului și cromului, studiat defalcat în patru etape. O primă etapă este aceea de amorsare a reacției dintre carbon și oxigen, urmată apoi de o etapă în care viteza de oxidare crește și atinge un maximum într-o a treia etapă.

În ultima etapă, cea de-a patra, viteza reacției de oxidare a carbonului scade progresiv, ajungînd la un moment dat să se mențină relativ constantă. În figura 1 este prezentată variația conținutului de carbon și crom

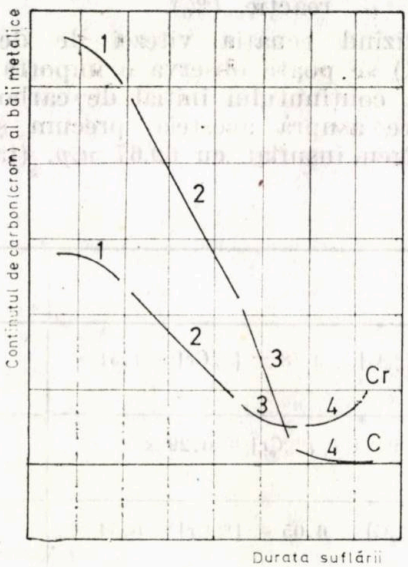


Fig. 1. Defalcarea curbei vitezei de oxidare a carbonului și cromului

în timpul insuflării oxigenului în baia metalică. Se poate observa că, în primele două etape, alura curbei variației cromului respectă alura curbei de variație a carbonului, după care, în etapa a treia și a patra, acestea au variații diferite.

Cele două funcții de proces, regimul carbonului și al cromului, sînt influențate în mare măsură de condițiile cinetice și termodinamice ale băii metalice (temperatura, compoziția chimică, potențialul chimic al oxigenului la frontul de reacție, regimul zgurei etc.), parametrii insuflării oxigenului (debitul de oxigen, debitul specific, presiunea și unghiul de insuflare), hidrodinamia jetului etc.

Condiții experimentale. Pentru studierea celor două procese, s-a urmărit tehnologia de eleborare curentă cu insuflarea oxigenului gazos pentru decarburare (și oxidarea altor elemente) pe o selecție de date de la elaborarea oțelurilor slab-mediu aliate cu crom. Selecția a vizat un număr de 100 șarje, elaborate într-un cuptor electric bazic cu arc de 50 t capacitate nominală, din care s-au reținut doar 60 șarje, celelalte prezentînd abateri grosolane ale unuia sau mai mulți parametri luați în studiu. În funcție de natura încărcăturii, compoziția băii metalice a variat în limite destul de restrînse, și anume :

— variația conținutului de carbon la topire $[\%C]_t = 0{,}65-0{,}75\%$;
— variația conținutului de crom la topire $[\%Cr]_t = 0{,}95-1{,}15\%$;
— variația conținutului de carbon oxidat $\Delta[\%C] = 0{,}018-0{,}29\%$.

Pe lîngă cele arătate mai sus, demne de reținut sînt și următoarele aspecte:

— temperatura la topire, $T_t = 1\,560-1\,570$ °C ;
— debitul de oxigen insuflat $D_0 = 15-25$ $m^3N/h\,t$;
— presiunea oxigenului insuflat $P_0 = 4-10$ atm.

De menționat este faptul că o astfel de compoziție chimică a băii metalice s-a obținut printr-o topire a unei încărcături ce conținea în diferite proporții materiale metalice aliate cu crom. La analiza procesului de decarburare și a acelui de oxidare — regenerare a cromului, în ceea ce privește conducerea acestora și evaluarea calității lor, s-a folosit metoda statistică de corelație și regresie. Forma ecuațiilor stabilite pentru cele două funcții tehnologice de proces este :

$$X_i = f(T[\%C],\ [\%Cr],\ D_0,\ P_0\ \Delta[\%C]) \quad (1)$$

în care :

X_i este funcția de proces (viteza de decarburare, % C/min, respectiv oxidarea — regenerarea cromului (%);
T — temperatura băii metalice (°C);
$[\%C]$ — conținutul de carbon al băii metalice (%);
$[\%Cr]$ — conținutul de crom al băii metalice (%);

D_0 — debitul de oxigen insuflat (m^3N/ht);
P_0 — presiunea oxigenului insuflat (atm);
$\Delta[\%C]$ — variația conținutului de carbon (%), ele fiind calculate din datele primare de șarjă, cu ajutorul relațiilor;
— viteza de decarburare:

$$v_C = -\frac{d[\%C]}{dt} = \frac{\Delta[\%C]}{dt} \ (\%C/min) \qquad (2)$$

— oxidarea—regenerarea cromului:

$$A_{Cr}(R_{Cr}) = \frac{[\%Cr]_i - [\%Cr]_{i+1}}{[\%Cr]_i} \cdot 100 \ (\%) \qquad (3)$$

în care:

$\Delta[\%C]$ este variația conținutului de carbon în intervalul de timp dintre prelevarea a două probe consecutive (%);
dt — durata unei perioade de timp dintre prelevarea a două probe consecutive (min);
$[\%C]_i$ — conținutul de crom al probei i (%);
$[\%Cr]_{i+1}$ — conținutul de crom al probei $i+1$ (%).

Puterea de intercondiționare reciprocă a diferiților parametri este dată de coeficienți de pondere, influență exprimată în unități de pondere (*u. p.* tab. 2).

Rezultate experimentale. În urma prelucrării statistice a datelor primare de șarjă s-au obținut ecuații de regresie de forma (1), ale căror valori sînt trecute în tabelul 1.

În prima etapă numită și „de amorsare a reacției" dintre carbon și oxigenul gazos insuflat, condițiile ce definesc viteza globală de reacție sînt: difuzia oxigenului la frontul de reacție; difuzia carbonului la frontul de reacție; reacția omogenă a carbonului cu oxigenul; trecerea fazei gazoase formate în atmosfera agregatului, factorul determinant al vitezei de decarburare fiind alimentarea băii metalice cu oxigen, conform relației [6]:

$$v_c = -\frac{d[\%C]}{dt} = K' \cdot \frac{A}{V} \cdot ([O]_m - [O]_{f.r.}) \ (\%C/min)$$

în care:

A este suprafața de reacție (m^2);
V — volumul topiturii metalice (m^3);
K' — coeficientul de transfer al oxigenului;
$[O]_m$ — conținutul mediu de oxigen al băii metalice (%);
$[O]_{f.r.}$ — conținutul de oxigen la frontul de reacție (%).

Analizînd ecuația vitezei de decarburare (tab. 1) se poate observa o importantă influență a conținutului inițial de carbon al băii metalice asupra acesteia, precum și debitul de oxigen insuflat cu 69,67 *u.p.* (tab. 2).

Tabelul 1

Etapa	Funcția de proces	Ecuația de regresie	Eroarea de estimare
1	V_C	$V_C \times 10^4 = -67{,}66 + 0{,}02 \times T + 36{,}58 \times [\%C] - 1{,}78 \times [\%Cr] + 1{,}51 \times D_0 + 0{,}35 \times P_0 + 264 \times \Delta[\%C]$	$\pm 3 \times 10^{-5}$
	$A_{[Cr]}$	$A_{Cr} = 181{,}76 - 0{,}09 \times T - 8{,}22 \times [\%C] + 9{,}33 + [\%Cr] - 0{,}29 \times D_0 - 0{,}29 \times P_0 - 409 \times \Delta[\%C]$	$\pm 0{,}24$
2	V_C	$V_C \times 10^4 = -61{,}55 + 0{,}07 \times T + 1{,}33 \times [\%C] - 6{,}05 \times [\%Cr] + 0{,}54 \times D_0 + 0{,}53 \times P_0 + 67{,}3 \times \Delta[\%C]$	$\pm 2{,}7 \times 10^{-5}$
	$A_{[Cr]}$	$A_{Cr} = 48{,}45 - 0{,}24 \times T - 2{,}87 \times [\%C] + 1{,}64 \times [\%Cr] - 0{,}18 \times D_0 - 0{,}99 \times P_0 - 3{,}46 \times \Delta[\%C]$	$\pm 0{,}11$
3	V_C	$V_C \times 10^4 = -105{,}73 + 0{,}11 \times T + 5{,}13 \times [\%C] - 1{,}73 \times [\%Cr] + 0{,}26 \times D_0 + 0{,}16 \times P_0 + 6{,}44 \times \Delta[\%C]$	$\pm 2{,}8 \times 10^{-5}$
	$R_{[Cr]}$	$R_{Cr} = -221{,}05 + 0{,}126 \times T + 0{,}95 \times [\%C] + 2{,}01 \times [\%Cr] + 0{,}66 \times D_0 + 0{,}17 P_0 + 18{,}86 \times \Delta[\%C]$	$\pm 0{,}38$
4	V_C	$V_C \times 10^4 = -210{,}33 + 0{,}14 \times T + 10{,}08 \times [\%C] + 0{,}58 + [\%Cr]\ 0{,}85 \times D_0 + 0{,}33\ P_0 + 9{,}8 \times \Delta[\%C]$	$\pm 4{,}9 \times 10^{-5}$
	$R_{[Cr]}$	$R_{Cr} = -199{,}97 + 0{,}12 \times T + 0{,}10 \times [\%C] + 0{,}004 \times [\%Cr] + 0{,}092 \times D_0 + 0{,}10 \times P_0 + 1{,}59 \times \Delta[\%C]$	$\pm 0{,}14$

Tabelul 2

Etapa	Funcția de proces	T	[%C]	[%Cr]	D_0	P_0	Δ[%C]
1	V_C	11,30	86,74	12,42	69,67	10,63	57,91
	$A_{[Cr]}$	81,21	33,40	85,49	11,79	11,64	83,36
2	V_C	30,18	37,70	33,89	32,87	26,19	67,57
	$A_{[Cr]}$	22,92	50,83	17,57	25,09	66,03	30,20
3	V_C	62,58	36,67	73,86	35,89	32,36	24,70
	$R_{[Cr]}$	67,30	13,01	42,01	63,17	27,37	63,73
4	V_C	61,05	19,69	61,89	33,21	11,06	19,81
	$R_{[Cr]}$	91,80	48,25	34,68	19,25	67,73	23,00

Avînd în vedere condițiile cinetice și termodinamice din sistemul baie metalică-zgură, nu trebuie să se meargă în această etapă pe o creștere exagerată a intensității de insuflare, deoarece cea mai mare parte din oxigenul introdus în baie nu ar fi asimilat, la un moment dat el comportîndu-se ca un fluid de răcire. La analiza fenomenului de intensificare a insuflării oxigenului, prin prisma temperaturii, se poate observa și de aici că condițiile termodinamice nu sînt nici pe departe cele optime pentru asigurarea unei asimilări ridicate ale acestuia.

Viteza de decarburare constantă și scăzută de la începutul afinării este explicată prin faptul că în prima etapă oxidarea carbonului are loc la suprafața delimitată de baia metalică și jetul de oxigen, aici creîndu-se o temperatură înaltă și un potențial de oxidare mare. În această conjunctură are loc oxidarea concomitentă a tuturor elementelor însoțitoare, proporțional cu concentrația lor masică, iar gradul de asimilare a oxigenului este în legătură directă cu aspecte legate de hidrodinamica jetului.

Presiunea oxigenului influențează și ea în mod pozitiv viteza de decarburare, și anume creșterea acesteia aduce modificări formei jetului de oxigen în sensul măririi frontului de reacție. Singurul parametru luat în studiu, ce are efect negativ asupra vitezei de decarburare, este conținutul de crom la topire $[\%Cr]_t$ care, așa cum se poate observa din tabelul 2, are o influență de 12,42 *u.p.* Cu cît acest conținut de crom este mai ridicat, cu atît demararea și creșterea vitezei de oxidare a carbonului în primele două etape este mai dificilă.

Din figura 2 se observă că la temperaturi relativ scăzute, cum sînt cele după topire și început de afinare, afinitatea cromului față de oxigen este mai mare decît cea a carbonului, însă pe măsură ce baia metalică se încălzește, se ajunge la o temperatură critică de la care afinitatea carbonului față de oxigen este mai mare decît a cromului, oxidarea acestuia din urmă fiind protejată. Realizarea unei decarburări avansate a băilor metalice cu conținut de carbon ridicat, fără

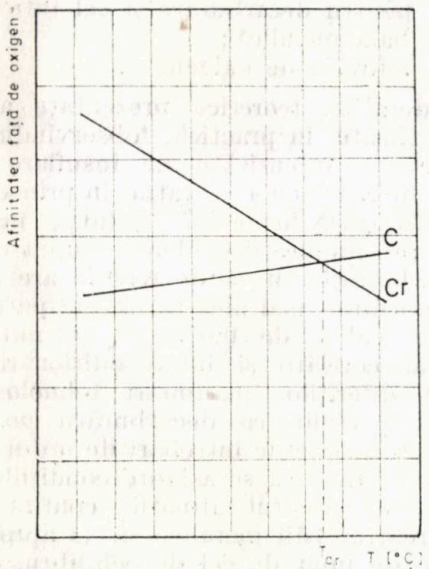


Fig. 2. Variația afinității carbonului și cromului față de oxigen în funcție de temperatură

a oxida cromul, se poate face numai în cazul cînd cromul inițial nu depășește valoarea corespunzătoare echilibrului cu conținutul de carbon final.

În ipoteza în care conținutul inițial de crom depășește pe cel de echilibru cu carbonul final, începe oxidarea cromului pînă la atingerea echilibrului carbon-crom. În aceste condiții cromul se oxidează și trece în zgură, pierderile crescînd cu atît mai mult cu cît conținutul inițial de crom în baia metalică este mai mare, iar cel de carbon final [%C], mai mic.

Din ecuația oxidării cromului (tab. 1), în etapa I se pot trage concluzii ce justifică pe deplin cele afirmate mai sus, temperatura băii avînd influența cea mai mare, 81,21 *u.p.*, asupra arderii cromului și anume, odată cu creșterea acesteia, arderile scad, deoarece conținutul de crom ce poate sta în echilibru cu carbonul crește. Reacția de decarburare fiind amorsată, viteza ei începe să crească progresiv, deci se trece la etapa a doua care se caracterizează printr-o utilizare în mai mare parte a oxigenului, gradul de asimilare al acestuia crescînd. În această perioadă viteza de decarburare este proporțională cu admisia de oxigen, dar independentă de conținutul de carbon, conform relației (6):

$$v_C = -\frac{d[\%C]}{dt} = \frac{I}{V} \cdot \Phi \cdot W \ (\%\ C/min) \quad (5)$$

în care:

I este frecvența formării de nuclee (nuclee/$/m^3s$);
V — volumul topiturii (m^3);
Φ — raportul dintre oxigenul consumat pentru decarburare și cel introdus în baia metalică;
W — admisia de oxigen.

Considerațiile teoretice prezentate anterior sînt verificate în practică, observîndu-se că o creștere a intensității de insuflare de la 16—17 (m^3N/ht) cu 4—5 (atm) în prima etapă, la 19—20 (m^3N/ht) cu 7—8 (atm) în etapa a doua, are implicații evidente asupra regimului decarburării, viteza de reacție are o creștere importantă mai ales în ultima parte cînd se ating valori de 0,075 (% C/min).

Studiul corelării și intercondiționării reciproce a diferiților parametri tehnologici ce concură la realizarea decarburării poate da răspuns la o serie de întrebări de ordin tehnologic, astfel încît să se asigure condițiile necesare ca, la sfîrșitul afinării, conținutul de oxigen real al băii metalice să se apropie cît se poate de mult de cel de echilibru, evitînd supraîncălzirea și supraoxidarea băii, care influențează negativ etapele următoare ale elaborării, dezoxidarea și alierea, precum și calitatea oțelului.

Spre sfîrșitul etapei, arderile cromului se diminuează, valorile medii nedepășind 3,0%, aceasta ca urmare a apropierii de echilibru cu carbonul (50,83 *u. p.*), la o temperatură mai ridicată decît în etapa anterioară (22,92 *u.p.*). Influența celorlalți factori tehnologici este prezentată în tabelul 2.

Etapa a treia este cea în care viteza reacției de decarburare atinge valoarea maximă (0,095% C/min), temperatura băii metalice ajungînd la 1 650°C, iar media conținutului de carbon variind în jurul valorii de 0,45%C. Se poate merge pe o intensificare mai pronunțată a insuflării oxigenului, deoarece atît condițiile termodinamice, cît și gradul de asimilare a acestuia o permit, observîndu-se că ponderea debitului de oxigen și a conținutului de carbon asupra procesului au crescut mult, comparativ cu etapele anterioare.

Hidrodinamica jetului joacă de această dată un rol important, deoarece, printr-o corectă imersare a lăncii în baie și o corelare perfectă a debitului cu presiunea, se asigură o suprafață de contact baie metalică-fază gazoasă mare, deci o suprafață a frontului de reacție sporită (influența debitului de oxigen este de 35,89 *u.p.*, iar a presiunii de 32,36 *u.p.*), condițiile termodinamice din această perioadă sînt favorabile atingerii echilibrului reacției de oxidare a cromului, începînd apoi regenerarea acestuia. Analizînd ecuația de regresie, se poate observa că temperatura și conținutul de crom sînt factori cu influența cea mai puternică asupra procesului de regenerare (67,30 *u.p.*, respectiv 42,01 *u.p.*), urmați apoi de debitul și presiunea oxigenului insuflat (63,17 *u. p*, respectiv 27,37 *u.p.*), aceasta însă văzută prin prisma creșterii temperaturii, ca urmare a reacțiilor cu caracter exoterm.

Ultima etapă care reprezintă și „sfîrșitul oxidării carbonului" este etapa în care viteza de decarburare depinde de conținutul de carbon din baia metalică, conform relației (6):

$$v_C = -\frac{d[\%C]}{dt} = \frac{A}{V} \cdot \beta \cdot \Delta[\%C] \ (\%C/min) \quad (6)$$

în care:

A este suprafața de reacție (m^2);
V — volumul topiturii metalice (m^3);
β — coeficientul de transfer de masă în stratul limită;
$\Delta[\%C] = [\%C]_m - [\%C]_{fr}$ — diferența dintre conținutul mediu de carbon al băii și conținutul de carbon la frontul de reacție (%).

Din ecuația de regresie ce caracterizează această etapă (tab. 1 și 2), se poate vedea că influența parametrilor studiați diferă sensibil față de etapele anterioare, temperatura nemaiavînd același efect, iar intensitatea de insuflare a oxigenului va trebui să scadă (15 $m^3N/7$ atm), datorită faptului că faza determinantă de viteza de reacție este difuzia carbonului la frontul de reacție. În ipoteza în care debitul de oxigen și presiunea s-ar menține la valorile anterioare, se riscă o supraoxidare a băii metalice.

Viteza de decarburare scade brusc, de aceea este important să se determine momentul optim de oprire a insuflării pentru a asigura în continuare un regim termic normal, evitînd supraîncălzirea și supraoxidarea băii. În ceea

ce privește regenerarea cromului, aceasta are loc într-o măsură mai mare, în medie atingîndu-se valori de 11,7%, ca urmare a creșterii temperaturii (1 660°C) și realizării unei conjuncturi termodinamice favorabile. Ponderile de influență a factorilor studiați sînt prezentate în tabelele 1 și 2. Cu ajutorul ecuațiilor de regresie din tabelul 1 s-au trasat nomograme de lucru prezentate în figurile 3 și 4, reprezentative pentru etapa a 3-a.

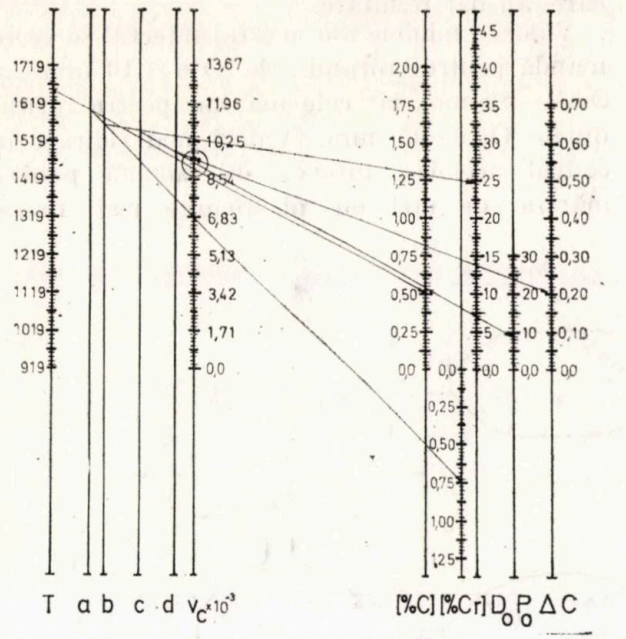


Fig. 3. Nomogramă pentru determinarea vitezei de decarburare în etapa a 3-a

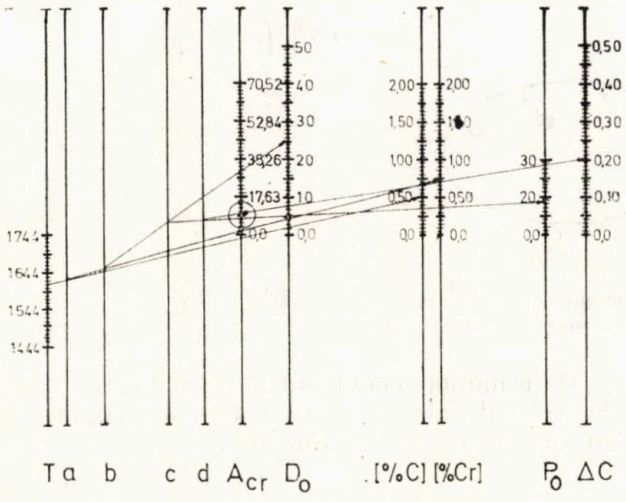


Fig. 4. Nomogramă pentru determinarea arderii (regenerării) cromului în etapa a 3-a

Concluzii

Procesul tehnologic de elaborare a oțelului impune asigurarea la sfîrșitul afinării a unei compoziții chimice bine stabilite, a unui regim termic și al zgurei corespunzătoare. Acest lucru este posibil numai printr-o bună cunoaștere a tehnologiei de lucru, a parametrilor ce acționează asupra funcției de proces, precum și a modului cum aceștia se intercondiționează reciproc.

Cu ajutorul nomogramelor din figurile 3—4 se pot alege valori corespunzătoare parametrilor tehnologici (temperatură, conținut de carbon etc.), încît funcția de proces să atingă valoarea dorită. Astfel, printr-o creștere a vitezei de decarburare și o regenerare avansată a cromului, corelată cu ceilalți parametri, se poate conta pe o scurtare a duratei șarjei, aceasta avînd influență asupra productivității, consumurilor specifice, costului de producție etc. Urmărind realizarea unei anumite viteze de decarburare (viteza medie pe toată perioada de afinare), se poate alege cîte o valoare a acesteia corespunzătoare fiecărei etape (cu excepția primei), astfel încît media lor să fie cea dorită:

$$v_C = \frac{1}{3} \times \sum_{i=2}^{4} v_i = v_{optim} \quad (\% \text{ C/min}) \qquad (7)$$

în care v_i este viteza corespunzătoare etapei „i"(% C/min).

Avînd în vedere aceasta și ținînd seamă de compoziția chimică și temperatura băii, se stabilesc parametrii de insuflare ai oxigenului (debit, presiune). Această corelare de parametri are ca efect determinarea unui factor de primă importanță pentru etapa următoare (dezoxidarea), și anume gradul de oxidare a băii metalice.

Regimul termic și regimul zgurei sînt o parte din factorii asupra cărora se poate acționa pentru a avea o regenerare avansată a elementelor de aliere, astfel încît să se obțină o economie de feroaliaje și o scurtare a perioadei de dezoxidare și aliere.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rău, Al. și Tripșa, I. *Metalurgia oțelului. București* Editura didactică și pedagogică, 1970.

[2] Tripșa, I. și Kraft, N. *Elaborarea oțelului în convertizorul cu oxigen.* București, Editura tehnică, 1970

[3] Berceanu, E., Butnariu, I. și Niță, P. S. *Cercetări asupra afinării băilor metalice cu crom la elaborarea oțelului.* În: Metalurgia, R.S.R. nr. 1, 1981.

[4] Vlădescu, M. și Popescu, T. *Metode matematice pentru modelarea proceselor de la elaborarea fontei și oțelului.* București, Editura tehnică, 1975.

[5] Vacu, S. și Berceanu, E. *Elaborarea oțelurilor aliate.* București, Editura tehnică, vol. 1, 1980.

[6] Oprea, F. ș.a. *Teoria proceselor metalurgice.* București, Editura didactică și pedagogică, 1978.

Metodă de calcul pentru sistemul de calibrare pregătitor oval—rotund fals *

Prof. dr. ing. M. Adrian, ing. Doina Răducanu
și ing. O. Butnaru
Institutul politehnic — București

CZ : 621.771.07.073.8

Lucrarea completează tema prezentată în articolul [1], reprezentînd în ansamblu o metodă unitară pentru calculul de calibrare a oțelului rotund, în special din oțeluri de calitate.

După cum este cunoscut, calculele pentru calibrele pregătitoare se efectuează în același sens cu cel de laminare, iar numerotarea calibrelor s-a făcut în sens invers laminării (fig. 1). În ordinea calculelor, operațiile se desfășoară după modelul următor:

Aceste limite au fost determinate pe baza măsurătorilor efectuate pe calibrări existente, care au dat rezultate.

Valorile minime ale acestui interval se recomandă pentru rotundurile Ø 6 — 16 mm și Ø 45 — 80 mm, iar cele maxime pentru rotundurile Ø 16 — 45 mm. Valori mai ridicate în cadrul aceluiași interval se adoptă pentru mărcile de oțel cu plasticitate mai mare.

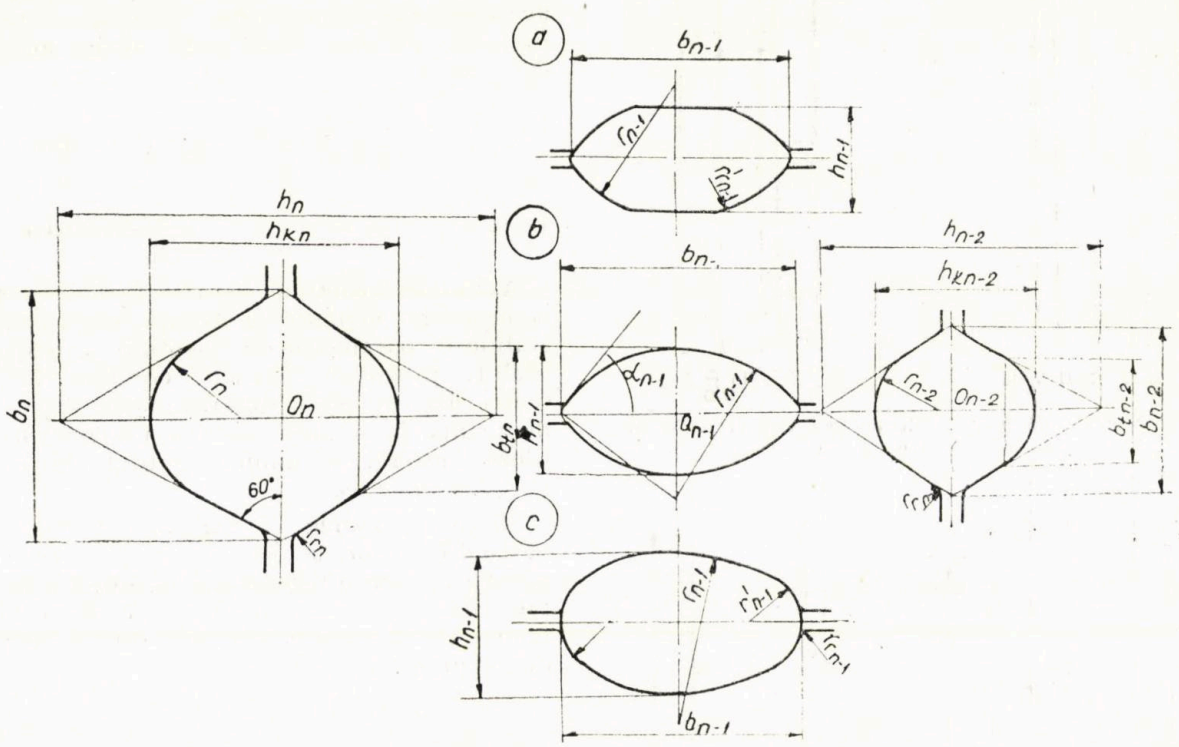


Fig. 1. Sistemul de calibrare pregătitor oval-rotund fals:
a — calibrul oval aplatizat; *b* — calibrul oval radial; *c* — calibrul oval eliptic

Se determină numărul de treceri în funcție de secțiunea inițială a semifabricatului S_n și de suprafața S_0 a calibrului rotund antefinisor, determinată la calculul calibrelor finisoare:

$$n = \frac{\lg S_n - \lg S_0}{\lg \lambda_{med}} \qquad (1)$$

unde se adoptă:

$$\lambda_{med} = 1{,}2 - 1{,}35 \qquad (2)$$

Determinînd coeficientul de alungire λ_r de la rotund fals la rotund fals din figura 2, în funcție de b_n și adoptînd:

$$\frac{\lambda_{n-1}}{\lambda_{n-2}} = 1{,}01 - 1{,}15 \qquad (3)$$

știind că:

$$\lambda_r = \lambda_{n-1} \cdot \lambda_{n-2} \qquad (4)$$

se calculează coeficientul de alungire λ_{n-1} de la rotund fals la oval și coeficientul de alungire λ_{n-2} de la oval la rotund fals.

*) La determinări au participat tovarășii: Neag, I.; Vasilescu, V.; Pascaru, S.; Bărboi, I. (I.P.B.)

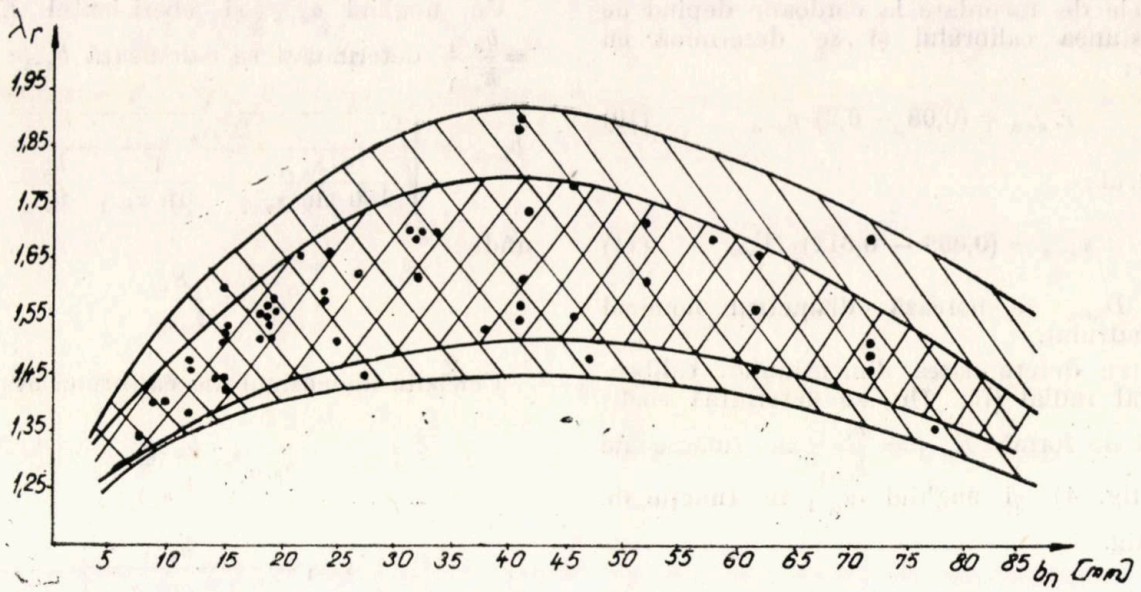


Fig. 2. Variația coeficientului de alungire λ_r în funcție de b_n

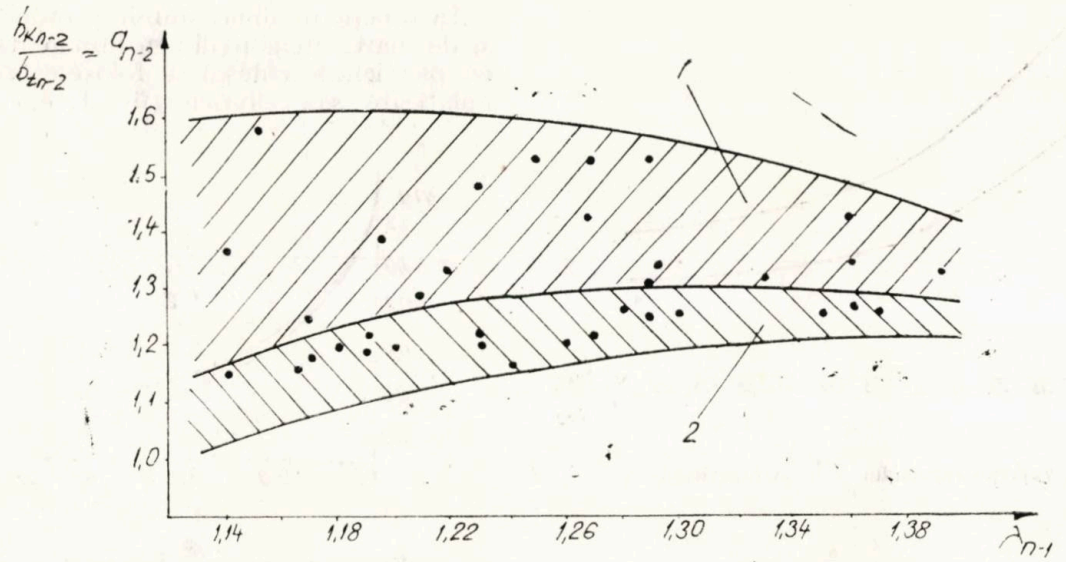


Fig. 3. Variația raportului $a_{n-2} = \frac{h_{k\,n-2}}{b_{t\,n-2}}$ în funcție de λ_{n-1}:

1 – pentru oțel carbon, slab și mediu aliat; *2* – pentru oțel înalt aliat

Pentru determinarea dimensiunilor calibrului rotund fals (fig. 1) se adoptă a_{n-2} din figura 3, în funcție de λ_{n-1} și de marca oțelului laminat:

$$a_{n-2} = \frac{h_{kn-2}}{b_{tn-2}}$$

Înlocuind pe a_{n-2} în relația (5) se calculează h_{n-2}:

$$h_{n-2} = \sqrt{\frac{3{,}4638 \cdot S_{n-2}}{1 - \frac{1{,}19}{(1 + a_{n-2} \cdot \cos 30)^2}}} \qquad (5)$$

unde:

$$S_{n-2} = \frac{S_n}{\lambda_r} \qquad (6)$$

Celelalte dimensiuni ale calibrului rotund fals sînt:

$$r_{n-2} = \frac{h_{n-2}}{2(1 + a_{n-2} \cdot \cos 30)} \qquad (7)$$

$$b_{n-2} = 0{,}5774 \cdot h_{n-2} \qquad (8)$$

$$h_{kn-2} = h_{n-2} - 2 \cdot r_{n-1} \qquad (9)$$

Razele de racordare la cordoane depind de dimensiunea calibrului și se determină cu relația:

$$r_{r\,n-2} = (0{,}08 - 0{,}2)\cdot r_{n-2} \qquad (10)$$

iar saltul:

$$s_{n-2} = (0{,}005 - 0{,}012)\cdot D_{nom} \qquad (11)$$

Cu D_{nom} se notează diametrul nominal al cilindrului.

Pentru determinarea dimensiunilor calibrului oval radial (fig. 1b), se determină coeficientul de formă $K_{n-1} = \frac{b_{n-1}}{h_{n-1}}$ în funcție de a_{n-2} (fig. 4) și unghiul α_{n-1} în funcție de $\frac{b_{n-1}}{h_{n-1}}$ (fig. 5).

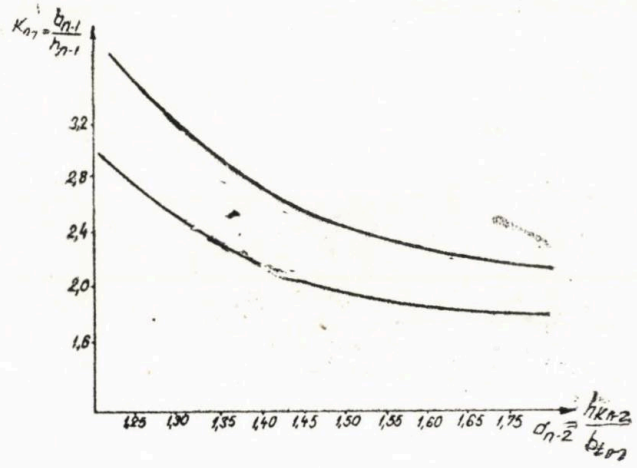


Fig. 4. Variația raportului $\frac{b_{n-1}}{h_{n-1}}$ în funcție de a_{n-2}

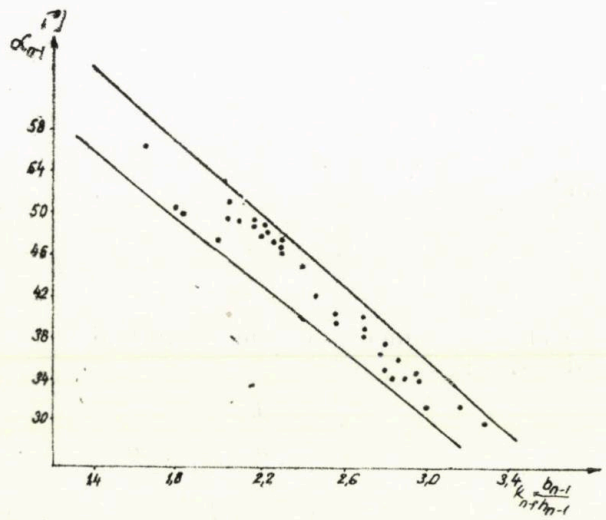


Fig. 5. Variația unghiului α_{n-1} al calibrului oval, în funcție de raportul $\frac{b_{n-1}}{h_{n-1}}$

Cu unghiul α_{n-1} și coeficientul $K_{n-1} = \frac{b_{n-1}}{h_{n-1}}$ determinați se calculează b_{n-1}:

$$b_{n-1} = \sqrt{\frac{2\cdot S_{n-1}}{\frac{\pi\cdot\alpha_{n-1}}{180\cdot\sin^2\alpha_{n-1}} - \frac{1}{\sin\alpha_{n-1}} + \frac{h_{n-1}}{b_{n-1}}}} \qquad (12)$$

unde:

$$S_{n-1} = \frac{S_n}{\lambda_{n-1}} \qquad (13)$$

Celelalte dimensiuni ale calibrului oval sînt:

$$h_{n-1} = \frac{b_{n-1}}{K_{n-1}} \qquad (14)$$

$$r_{n-1} = \frac{h_{n-1}}{2(1-\cos\alpha_{n-1})} \qquad (15)$$

În funcție de dimensiunile profilului laminat și de marca oțelului (dimensiuni mari sau oțeluri cu plasticitate redusă) se folosesc calibre ovale aplatizate sau eliptice (fig. 1, *a*, *c*).

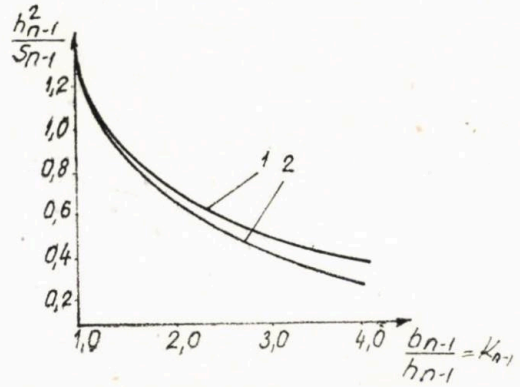


Fig. 6. Variația raportului $\frac{h_{n-1}^2}{S_{n-1}}$ în funcție de $\frac{b_{n-1}}{h_{n-1}} = K_{n-1}$: *1* – pentru calibrul oval aplatizat; *2* – pentru calibrul oval eliptic

Pentru aceste cazuri, cu $\frac{b_{n-1}}{h_{n-1}}$ ales, se determină raportul $\frac{h_{n-1}^2}{S_{n-1}}$ (fig. 6) și se calculează înălțimea calibrului oval aplatizat sau eliptic:

$$h_{n-1} = \sqrt{S_{n-1}\left(\frac{h_{n-1}^2}{S_{n-1}}\right)} \qquad (16)$$

Înlocuind h_{n-1} în relația suprafeței calibrului oval aplatizat:

$$S_{n-1} = (b_{n-1} - h_{n-1})\cdot h_{n-1} + \frac{\pi\cdot h_{n-1}^2}{4} \qquad (17)$$

Tabelul 1

Rezultatele comparative ale aplicării metodei propuse față de calibrările existente

Profilul		Ø16									
		Valori calculate					Valori măsurate				
Caja	Calibrul	h [mm]	b [mm]	r [mm]	S [mm²]	λ –	h [mm]	b [mm]	r [mm]	S [mm²]	λ –
8	*0* rotund fals	19,9	21,5	8,8	297	1,22	18,4	18,8	7,8	279	1,20
7	*1* oval radial	13,4	38,9	36,0	362.	1,27	12,6	34,3	29,0	337	1,27
6	*2* rotund fals	21,4	32,2	9,36	460	1,24	23,8	24,3	10,1	403	1,24
5	3 oval radial	18,1	47,8	38,6	570	1,32	16,8	43,4	35,5	504	1,37
4	*4* rotund fals	32,5	35	14,1	753	1,23	31	32	13,2	685	1,24
3	5 oval radial	24,9	61,4	46,8	926	1,39	22,4	55,6	43,0	849	1,36
2	*6* rotund fals	41,9	44,8	17,9	1 295	1,22	40,3	41,9	17,1	1 160	1,30
1	*7* oval aplatizat	29,5	59,9	34,3	1 580	1,40	30,1	63,1	36,5	1 516	1,46
Semifabricat de pornire: $S = 2\,213$ mm²											
		Ø30									
6	*0* rotund fals	37,9	38,9	14,3	1 005	1,22	36	40	16,0	970	1,26
5	*1* oval radial	29,3	61,5	44,3	1226	1,25	28	64	43,5	1 220	1,23
4	*2* rotund fals	47,1	47,5	17,6	1 532	1,23	48	46	17,0	1 500	1,29
3	*3* oval radial	35,8	77,8	53,1	1 885	1,29	36	80	53,4	1 940	1,29
2	*4* rotund fals	59	60,3	22,7	2 430	1,20	62	62	22,0	2 500	1,20
1	*5* oval radial	44,2	95,1	66,8	2 877	1,30	45	98	64,7	3 000	1,25
Semifabricat de pornire: $S = 3\,768$ mm²											

sau a calibrului oval eliptic:

$$S_{n-1} = \frac{\pi}{4} b_{n-1} \cdot h_{n-1} \qquad (18)$$

se poate determina b_{n-1} în ambele cazuri:

$$b_{n-1} = \frac{S_{n-1} - \frac{\pi h_{n-1}^2}{4} + h_{n-1}^2}{h_{n-1}} \qquad (19)$$

respectiv:

$$b_{n-1} = \frac{4 \cdot S_{n-1}}{\pi \cdot h_{n-1}} \qquad (20)$$

Pentru calibrul oval aplatizat, raza de construcție este dată de relația:

$$r_{n-1} = \frac{\frac{b_{n-1}^2}{4} + \left(\frac{h_{n-1}^2}{5{,}08 \cdot b_{n-1}} + \frac{1}{2} h_{n-1}\right)^2}{2\left(\frac{h_{n-1}^2}{5{,}08 \cdot b_{n-1}} + \frac{1}{2} h_{n-1}\right)} \qquad (21)$$

Razele r_{n-1} și r'_{n-1} pentru calibrul oval eliptic se determină din relațiile empirice cunoscute din literatura de specialitate, iar raza de racordare la fundul calibrului:

$$r'_{r\,n-1} = (0{,}10 - 0{,}15)\ b_{n-1} \qquad (22)$$

Razele de racordare și saltul se calculează cu relațiile:

$$r_{rn-1} = (0{,}05 - 0{,}4)\ r_{n-1} \qquad (23)$$

$$s_{n-1} = (0{,}005 - 0{,}012) D_{nom} \qquad (24)$$

Se menționează că diagramele din figurile 2, 3, 4, 5 și 6 s-au construit pe baza sistematizării unui mare număr de măsurări pe calibrări care au dat rezultate sigure.

În tabelul 1 se arată, comparativ, calibrarea a două sortimente existente și cea obținută cu metoda propusă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Adrian, M., Răducanu, Doina și Butnaru, O.: *Metodă de calcul pentru obținerea oțelului rotund prin sistemul de calibrare oval-rotund fals.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 11, 1983, p. 564.

DOCUMENTARE

Societatea United Steel Corp. va instala un sistem de automatizare la furnalul de la uzinele Gary

Societatea United States Steel Corp. a încheiat un acord cu societatea Outokumpu Oy's Engineering Division pentru instalarea sistemului Koverhar de automatizare a furnalului nr. 13 al uzinelor Gary.

Sistemul Koverhar este utilizat la controlul procesului de fabricare a fontei, bazat pe tehnologia cu calculatoare, de la societatea Outokumpu. Semnalele sistemului și alte date sînt interpretate în timp real, iar informațiile obținute sînt afișate.

Denumirea sistemului este cea a uzinelor Koverhar ale societății Ovako, unde a fost instalat prima dată acest echipament, ca rezultat al colaborării între societățile Outokumpu și Ovako — una dintre producătoarele importante de oțel din Finlanda.

(În: *Steel Times International, Anglia, nr. 1, 1983, p. 6*)

Reduceri de capacitate în siderurgia olandeză

Ministrul economiei din Olanda a afirmat recent că societățile Hoogovens și Nedstaal (singurii doi producători olandezi de oțel brut) dispun în prezent de o capacitate globală de 8,6 mil. t de oțel brut/an, care va fi redusă cu 8%, adică cu 676 mii t. Societatea Nedstaal își va scădea capacitatea de cca 410 mii t/an la 204 mii t/an, în timp ce capacitatea societății Hoogovens va fi redusă cu 470 mii t/an.

În ceea ce privește capacitățile de laminare, studiile nu sînt încă încheiate, dar se prevede pentru societatea Hoogovens o reducere de 500 mii t/an din capacitatea de laminare la cald și de 150 mii t/an din capacitatea de laminare la rece.

Pînă în anul 1986, societatea Nedstaal va investi 80,7 mil. florini, din care 30,5 mil. pentru îmbunătățirea instalațiilor de laminare a sîrmei și de trefilare. Societatea Hoogovens va investi 3 470 mil. florini.

Demka, filiala societății Hoogovens, simplă societate de relaminare, care produce cca 100 mii t de produse lungi/an, nu a fost încă inclusă în planurile de restructurare, fiind necesar un studiu special al pieței cu referire la produsele sale.

(În: *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franța, nr. 4, 1983, p. 42E*)

Planuri avansate pentru uzina de oțel inoxidabil din Grecia

Planurile de construcție a uzinei de oțel inoxidabil, împreună cu noua uzină de ferocrom de la societatea Hellenic Ferroalloys, sînt destul de avansate. Societatea Hellenic Industrial &Mining Investment Co. (Himic), societate de stat care patronează societatea Hellenic Ferroalloys, a elaborat planuri pentru laminorul la rece și oțelăria de 60 mii t/an.

Uzina va utiliza cca 14 mii t/an ferocrom de la societatea Hellenic Feroalloys și cca 5 mii t/an feronichel de la societatea Larco, o altă societate grecească de stat. O societate grecească de oțel poate să se ocupe de laminarea la cald a oțelului inoxidabil, pentru a completa operațiile de laminare la rece de la noua instalație. Producția de oțel inoxidabil este considerată un progres normal pentru societatea Himic, față de exploatarea cromitului și de producția de feroaliaje. Noua instalație va fi asemănătoare cu instalația de oțeluri inoxidabile de la firma Ludlum (uzina Allegheny) sau cu cea de oțeluri speciale a firmei Cyclops. Societatea Himic trebuie să supună propunerile detaliate referitoare la instalația de oțel inoxidabil Comisiei CEE.

Consumul intern de țagle din oțel inoxidabil, de tablă subțire și bandă este de 13—14 mii t/an, în timp ce 2—3 mii t/an produse inoxidabile finite sînt importate. Circa o treime din producția instalației de oțeluri inoxidabile va fi destinată consumului intern. Piețele potențiale pentru oțelurile inoxidabile din Grecia sînt Africa de Nord, Orientul Mijlociu și Orientul Îndepărtat.

(În: *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6775, 1983, p. 25*)

Dr. ing. B. Pițigoi
IPROLAM — București

Fenomene tranzitorii în acționarea hidraulică a mecanismelor metalurgice

I. Cuptorul cu vatră dublu păşitoare

CZ : 62 – 82 : 621.783.23

Numeroase instalații folosite în industria metalurgică sînt acționate hidraulic. Acest gen de acționare este de multe ori cel mai potrivit domeniului industrial metalurgic, în general caracterizat de deplasarea unor mase mari cu viteze variabile. Acționările hidraulice acoperă în metalurgie un domeniu vast de utilizare a mecanismelor cu funcționare ciclică sau aperiodică, dar în toate cazurile cu perturbații continue date de accelerările și decelerările impuse de reluarea ciclului. Presele hidraulice de diferite construcții, cuptoarele cu vetre simplu sau dublu păşitoare de orice fel etc., în general, orice mecanism dotat cu un motor liniar sau rotativ, care antrenează un mecanism cu mișcare de avans și revenire, fac parte din grupa acționărilor ciclice; alte mecanisme de tipul sistemelor pentru controlul grosimii benzii, echilibrărilor de cilindri de laminare sau a barelor de cuplare, centrări de bandă etc. constituie grupa acționărilor aciclice; mai sînt și alte sisteme hidraulice, cu caracter tehnologic, ca de exemplu desțunderizarea, răcirea benzilor și a cilindrilor,

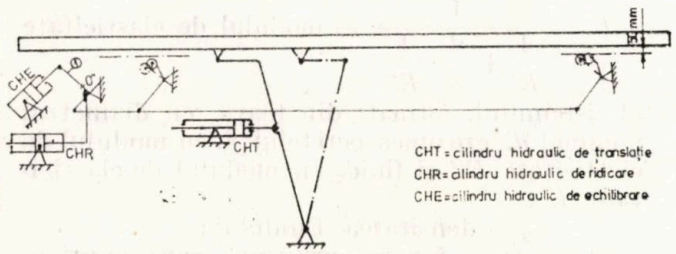


Fig. 1. Schema cinematică a mecanismului vetrei cuptorului de normalizare

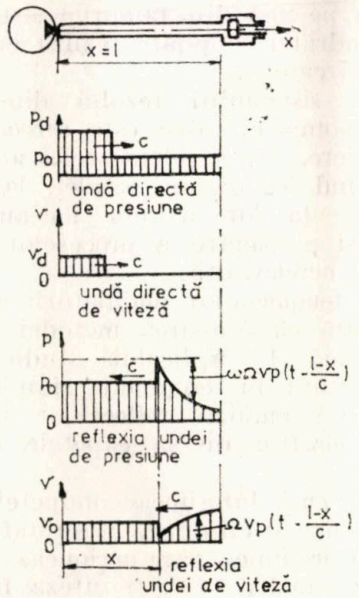
în care curgerea lichidului este nepermanentă și deci însoțită de fenomene tranzitorii, care se studiază în cele ce urmează.

Pentru studiul fenomenelor tranzitorii din mecanismele de acționare hidraulică se consideră cazul cuptorului cu vatră dublu păşitoare, folosit pentru tratamente termice în metalurgie. Cuptorul este dotat cu un mecanism de translație, un transportor cu grinzi, cu funcționare continuă — ciclică — menit să realizeze avansul materialului cu viteză constantă, ciclograma realizată fiind în funcție de sortimentul ce urmează a fi transportat (fig. 1).

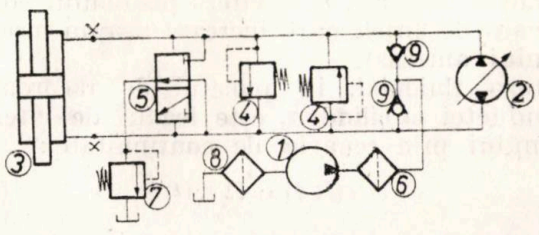
Mecanismul, format din două grinzi cu mișcare independentă, asigură transportul cu viteză constantă, în perioada cursei de avans a uneia din grinzi; la cap de cursă, a doua vatră — grindă — preia materialul, realizînd continuitatea înaintării acestuia, în timp ce prima vatră completează fazele de coborîre, întoarcere și ridicare ale ciclogramei, evident, cu viteze variabile, astfel încît viteza acesteia în momentul preluării materialului să fie egală cu viteza vetrei care-l predă.

Fiecare vatră este antrenată de un cilindru hidraulic, racordat printr-o conductă la o pompă cu debit variabil, considerată ca sursă de presiune constantă. Pornirea și oprirea pistonului, accelerarea și decelerarea mișcării acestuia se realizează prin variația de debit, obținută pe baza modificării excentricității pompei cu debit variabil, prin servocomandă.

Schema hidraulică a acționării este astfel simplificată, redusă la un circuit închis, lipsit



a



b

Fig. 2. Schema hidraulică
a — schemă de propagare a undelor directe și reflectate la și de la pistonul mobil; *b* — schema de principiu a acționării

de organe de comandă, acumulatori și alte elemente perturbatoare, împrejurare care permite o mai ușoară analiză a proceselor tranzitorii, frecvent generate de pornirea, accelerarea, decelerarea și oprirea ciclică a mecanismului studiat (fig. 2, *a*).

Ciclogramele transportului cuptorului pot fi realizate cu motoare hidraulice rotative sau liniare, acestea din urmă putînd fi cu tijă simplă sau dublă. Schema din figura 2 *b*, se referă la un circuit care folosește cilindru cu tijă dublă. Pistonul 3 se poate deplasa la stînga ori la dreapta, cu orice viteză, în funcție de sensul de rotație al pompei și de valoarea excentricității impuse. Condiția de pornire a pompei cu debit variabil 2 este ca în sistem să existe o suprapresiune inițială cu scopul de a evita valorile minime periculoase ce pot apărea la variațiile de presiune din sistem. Această suprapresiune creată de pompa cu debit fix 1, care absoarbe prin sorbul *8* și refulează prin filtrul *6*, este menținută la valoarea constantă prin supapa de descărcare *7*. Debitul de presurizare care pătrunde în cele două coloane ale circuitului închis, prin supapele de sens *9*, poate fi eliminat din sistem, pentru obținerea unui gradient termic nul, prin distribuitorul *5*, acționat prin suprapresiunea care poate apărea pe una din ramurile sistemului. Frînarea cilindrului se poate realiza cu supapele de descărcare *4*.

Simplitatea sistemului rezultă din faptul că legătura pompă-cilindru este directă, fără nici o înscriere, toate elementele adiacente sistemului fiind legate, în paralel, la acesta și deci influența lor asupra mecanismului de formare și propagare a proceselor tranzitorii rămîne nerelevantă.

Cercetarea fenomenelor ondulatorii urmează a fi dezvoltată cu folosirea metodei undelor care se propagă [1], aplicabilă studierii proceselor tranzitorii în conducte simple, cînd nu se necesită analiza reflecțiilor multiple ale undelor elastice de la capetele conductelor.

Se notează: cu l, lungimea conductei dintre sursa de presiune și cilindru, F, suprafața pistonului, $p_p(t)$ presiunea care acționează asupra pistonului în cilindru, $v(l, t)$ viteza fluidului la capătul conductei, lîngă cilindru, f, secțiunea conductei, $\Omega = F/f$, v_p — viteza pistonului condiționată de forțele care lucrează asupra mecanismului antrenat.

Viteza fluidului, în punctul de racordare a conductei la cilindru, este legată de viteza pistonului prin ecuația de continuitate:

$$v(l, t) = \Omega\, v_p(t) \tag{1}$$

Inițial, cînd pistonul este nemișcat, în conductă lipsește mișcarea fluidului:

$$v(x, 0) = 0\,;\ v_p(0) = 0, \tag{2}$$

iar presiunea în conductă și cilindru are valorile:

$$p(x, 0) = p_0\,;\ p_p(0) = p_0 \tag{2}$$

Procesul de propagare a undelor în conductă spre și de la pistonul mobil, în condițiile inițiale descrise mai sus, este definit de ecuațiile diferențiale cu derivate parțiale deduse de N. E. Jukovsky [2], care pot fi simplificate în următorul sistem:

$$\frac{\partial p}{\partial x} = -\rho_0 \frac{\partial v}{\partial t}$$

$$E\,\frac{\partial v}{\partial x} = -\frac{\partial p}{\partial t} \tag{3}$$

direcția pozitivă a axei „x" fiind considerată ca direcție de deplasare a pistonului.

Integrala ecuațiilor de undă [3] are forma:

$$p(x, t) - p_0 = \omega[\varphi(x - ct) + \psi(x + ct)]$$

$$v(x, t) = \varphi(x - ct) - \psi(x + ct) \tag{4}$$

unde: p_0 este presiunea inițială în conductă;

$\omega = \sqrt{\rho_0 E}$ — rezistența de undă și reprezintă un coeficient de proporționalitate între creșterea presiunii și creșterea vitezei lichidului, în limitele undelor care se propagă în conducte;

$c = \sqrt{E/\rho_0}$ — viteza de propagare a perturbațiilor elastice ale undei;

$E = \dfrac{1}{\dfrac{1}{E'} + \dfrac{d}{\delta}\cdot\dfrac{1}{E''}}$ — modulul de elasticitate

al sistemului, format din țeavă cu diametrul nominal d, grosimea peretelui δ, cu modulul de elasticitate E'' și fluid, cu modulul de elasticitate E';

ρ_0 — densitatea fluidului;

$\varphi(x - ct)$ — funcție arbitrară care exprimă procesul de propagare a undei directe formate la elementul perturbator;

$\psi(x + ct)$ — funcție arbitrară, care exprimă procesul de propagare a undei inverse, reflectate de la elementul perturbator.

Valorile presiunii și vitezei fluidului la capătul conductei pentru $x = l$ sînt:

$$p(l, t) - p_0 = \omega[\varphi(l - ct) + \psi(l + ct)]$$

$$v(l, t) = \varphi(l - ct) - \psi(l + ct) \tag{5}$$

Din condiția (1), a doua ecuație (5) devine:

$$\psi(l + ct) = \varphi(l - ct) - \Omega v_p t \tag{6}$$

care introdusă în prima ecuație (5) dă:

$$p(l, t) - p_0 = \omega[2\varphi(l - ct) - \Omega v_p(t)] \tag{7}$$

Funcţia arbitrară, $\varphi(x - ct)$, de propagare a undei directe, în lipsa undei inverse, rezultă din prima ecuaţie (5) pentru $\psi(l + ct) = 0$:

$$\varphi(l - ct) = \frac{p_d(l, t) - p_0}{\omega} \; ; \; p_d - \text{presiunea directă} \tag{8}$$

Din (7) şi (8) rezultă:

$$p(l, t) - p_0 = 2[p_d(l, t) - p_0] - \omega\Omega v_p(t) \tag{9}$$

Neglijînd pierderile hidraulice şi schimbarea presiunii dinamice în locul racordării conductei cu cilindrul, se poate considera că presiunea la capătul conductei este egală cu presiunea din cilindru – $p_p(t)$:

$$p(l, t) = p_p(t) \tag{10}$$

Înlocuind această relaţie în (9) se obţine legea schimbării presiunii în cilindru, în procesul reflexiei undei de la piston:

$$p_p(t) - p_0 = 2[p_d(l,t) - p_0] - \omega\Omega v_p(t) \tag{11}$$

Rezultă că presiunea care lucrează asupra pistonului este deci o funcţie atît a presiunii undei directe, cît şi a vitezei pistonului.

Se consideră că timpul de deplasare în conductă, de la formarea ei, la $t = 0$, pînă în momentul atingerii pistonului $t = \theta$, este $\theta = l/c$.

La momentul $t = \theta$, pistonul este imobil, $v_p(\theta) = 0$; conform expresiei (11) presiunea lîngă piston atinge valoarea determinată de relaţia:

$$p_p(\theta) - p_0 = 2[p_d(l, \theta) - p_0] = 2p' \tag{12}$$

Relaţia obţinută arată că, în momentul apropierii de piston a frontului anterior al undei directe, creşterea presiunii în cilindru este egală cu dublul valorii creşterii presiunii undei directe peste presiunea iniţială din conductă, $p' = p_p(l, \theta) - p_0$.

Sub acţiunea presiunii undei, pistonul se pune în mişcare, iar viteza lui creşte: $v_p(t) > 0$.

Din (11) rezultă că, după momentul $t = \theta$, pistonul se pune în mişcare — uniform accelerată — şi, pe măsura creşterii vitezei sale, scade presiunea în cilindru. La creşterea vitezei pistonului peste o anumită valoare, presiunea lîngă piston este mai mică decît cea iniţială. Creşterea în continuare a vitezei pistonului poate duce la scăderea presiunii în cilindru pînă la valoarea presiunii atmosferice.

Din relaţia (11) rezultă raportul dintre presiunea undei directe şi viteza pistonului, pentru care este imposibilă scăderea presiunii sub cea atmosferică:

$$\omega\Omega v_p(t) < 2p_d(l, t) - p_0 \tag{13}$$

Gradul de influenţă a vitezei pistonului asupra presiunii în cilindru depinde de raportul dintre suprafaţa pistonului şi secţiunea conductei.

Cu cît Ω este mai mare, cu atît se produce mai repede scăderea presiunii lîngă piston, la reflectarea undei de la acesta.

Urmărind valorile maxime şi minime ale presiunii ce au loc în conductă, la reflectarea undei de la piston, rezultă că parametrii procesului de undă, într-o secţiune oarecare „x" a conductei, conform relaţiei (6), sînt:

$$\psi\left[l + c\left(t - \frac{l - x}{c}\right)\right] =$$

$$= \varphi\left[l - c\left(t - \frac{l - x}{c}\right)\right] - \Omega v_p\left(t - \frac{l - x}{c}\right) \tag{14}$$

Deoarece valoarea funcţiei arbitrare φ, în secţiunea $x = l$ se repetă în secţiunea „x" cu o întîrziere de timp $\frac{l - x}{c}$, expresia (14) poate fi rescrisă sub forma:

$$\psi\left[l + c\left(t - \frac{l - x}{c}\right)\right] =$$

$$= \varphi\left[l - c\left(t - 2\frac{l - x}{c}\right)\right] - \Omega v_p\left(t - \frac{l - x}{c}\right)$$

Pe baza acestei relaţii se deduce raportul general care determină valoarea funcţiei arbitrare a undei reflectate în secţiunea „x":

$$\psi(x + ct) = \varphi\left[x - c\left(t - 2\frac{l - x}{c}\right)\right] -$$

$$- \Omega v_p\left(t - \frac{l - x}{c}\right) \tag{15}$$

Din (15) şi (4) rezultă valorile presiunii şi vitezei lichidului în secţiunea „x":

$$p(x, t) = p_0 + \omega\left\{\varphi(x - ct) + \right.$$

$$\left. + \varphi\left[x - c\left(t - 2\frac{l - x}{c}\right)\right] - \Omega v_p\left(t - \frac{l - x}{c}\right)\right\}$$

$$v(x, t) = \varphi(x - ct) - \varphi\left[x - c\left(t - 2\frac{l - x}{c}\right)\right] +$$

$$+ \Omega v_p\left(t - \frac{l - x}{c}\right) \tag{16}$$

Funcţia arbitrară $\psi(x + ct)$, de propagare a undei reflectate p_r, rezultă din relaţia (4) pentru $\varphi(x - ct) = 0$:

$$p_r(x,t) = p_0 + \omega\,\psi(x + ct)$$

$$v_r(x,t) = \psi(x + ct)$$

Înlocuind relaţia (15) în ultimele două ecuaţii se obţine :

$$p_0(x,t) = p_r + \omega\left\{\varphi\left[x - c\left(t - 2\frac{l-x}{c}\right)\right] - \Omega\, v_p\left(t - \frac{l-x}{c}\right)\right\} \quad (17)$$

$$v_r(x,t) = \Omega\, v_p\left(t - \frac{l-x}{c}\right) - \varphi\left[x - c\left(t - 2\frac{l-x}{c}\right)\right] \quad (18)$$

Din prima ecuaţie (6) pentru $\psi(x + ct) = 0$ se obţine :

$$\varphi(x - ct) = \frac{p_d - p_0}{\omega} = \frac{\Delta p}{\omega} \quad (18,\ a)$$

iar din a doua ecuaţie (5) rezultă : $\varphi(x - ct) = (v_d - v)$, (18, *b*)

care introduse în expresia (17) dau :

$$p_r(x,t) = p_d\left(x, t - 2\frac{l-x}{c}\right) - \omega\,\Omega\, v_p\left(t - \frac{l-x}{c}\right) \quad (19)$$

Egalitatea (18) poate fi rescrisă sub forma :

$$v_r(x,t) = \Omega\, v_p\left(t - \frac{l-x}{c}\right) - v_d\left(x, t - 2\frac{l-x}{c}\right) \quad (20)$$

Expresia (19) permite găsirea condiţiei pentru care este imposibilă căderea presiunii undei reflectate sub cea atmosferică :

$$\omega\,\Omega\, v_p\left(t - \frac{l-x}{c}\right) < p_d\left(x, t - 2\frac{l-x}{c}\right) \quad (21)$$

Se consideră că unda s-a format cînd pompa, considerată sursă de presiune constantă, începe să debiteze. Din (11) pentru $t > 0$, punînd $p_d(x,\ t) = p_u$—presiunea perturbaţiei—rezultă expresia care determină modificarea presiunii în cilindru, în procesul de reflecţie de la piston, a undei elastice, sub forma :

$$p_p(t) = 2\,p_u - p_0 - \omega\,\Omega\, v_p(t) \quad (22)$$

iar condiţia :

$$\omega\,\Omega\, v_{pmax} < 2\,p_u - p_0$$

determină viteza maximă a pistonului, pentru care scăderea presiunii în cilindru sub presiunea atmosferică nu este posibilă.

Presiunea şi viteza lichidului în unda inversă, reflectată, rezultă din (19) şi (20), precum şi din relaţia (4) transformată pentru acest caz :

$$p_r(x,t) = p_u - \omega\,\Omega\, v_p\left(t - \frac{l-x}{c}\right) \quad (23)$$

$$v_r(x,t) = \Omega\, v_p\left(t - \frac{l-x}{c}\right) - \frac{\Delta_p}{\omega} \quad (24)$$

Din (23) se obţine valoarea maximă a vitezei pistonului, pentru care este imposibilă scăderea presiunii undei reflectate, sub presiunea atmosferică :

$$\omega\,\Omega\, v_{pmax} < p_u$$

Cînd ajunge la cap de cursă, pistonul se opreşte ; la capătul conductei $x = l$, viteza lichidului se anulează, $v(l,\ t) = 0$; apare o nouă perturbaţie ; înlocuind $v_p = 0$ în (9) se obţine expresia presiunii undei reflectate de la pistonul mobil :

$$p(l,t) - p_d = 2[p(l,t) - p_0] \quad (25)$$

Din relaţia de mai sus rezultă că lîngă peretele imobil al pistonului se produce dublarea presiunii undei directe, excedentar faţă de presiunea iniţială în conductă.

La oprirea pistonului, $v_p = 0$, în secţiunea „x" a conductei, parametrii procesului de undă rezultă din (19) :

$$p_r(x,t) = p_d\left(x, t - 2\frac{l-x}{c}\right) \quad (26)$$

şi din (20) pentru $v_p = 0$:

$$v_r(x,t) = -v_d\left(x, t - 2\frac{l-x}{c}\right) \quad (27)$$

Cînd pistonul se pune în mişcare, volumul umplut cu lichid în cilindru creşte cu valoarea $\Delta V_c = FH$, unde H este drumul parcurs de piston sub acţiunea undei. Cantitatea de lichid cu care se umple suplimentar conducta, datorită modificării volumului de fluid din con-

ductă, sub influenţa undei, la schimbarea presiunii de la p_0 la p_u, este:

$$\Delta V' = V_0 \frac{\Delta p}{E} \tag{28}$$

unde $V_0 = \lambda f$—volumul iniţial al fluidului, în limitele undei, la presiunea $p = p_0$ şi lungimea undei $= \lambda$.

Exprimînd lungimea de undă ca o diferenţă între coordonatele frontului anterior şi posterior al undei, frontul anterior fiind situat în secţiunea $x_p = ct$, iar frontul posterior în secţiunea $x'_p = c(t - t_u)$;

$$\lambda = x_p - x'_p = ct - c(t - t_u) = ct_u$$

rezultă:

$$V_0 = ct_u f \tag{29}$$

Înlocuind relaţia (29) în (28) şi ţinînd seamă de $\omega = \sqrt{E\rho}$ şi $c = \sqrt{E/\rho}$ [2]

$$\Delta V' = \frac{\Delta p\, t_u f}{\omega} \tag{30}$$

Creşterea volumului $\Delta V''$ al fluidului, în unda reflectată, în comparaţie cu starea iniţială:

$$\Delta V'' = \frac{f}{\omega} \int_0^{\theta+T} (p_r - p_0)\, dt \tag{31}$$

unde T este timpul de deplasare a pistonului sub acţiunea undei sau timpul de reflecţie al undei de la pistonul mobil.

Din (30) şi (23):

$$\Delta V'' = \frac{f}{\omega} \int_0^{\theta+T} \left[\Delta p - \omega\, \Omega\, v_p \left(t - \frac{l - x}{c} \right) \right] dt$$

După integrare,

$$\Delta V'' = \frac{\Delta p T f}{\omega} - F H \tag{32}$$

Sub acţiunea frontului anterior al undei directe, pistonul intră în mişcare şi se deplasează în timpul T, asupra lui acţionînd unda pe o distanţă H.

Frontul anterior al undei parcurge distanţa $H + \lambda$. La apropierea undei se socoteşte pistonul aflat la începutul cursei, la capătul cilindrului, iar viteza de propagare a undei în cilindru c_1.

Timpul scurs din momentul apropierii de piston a frontului anterior al undei pînă la apropierea de piston a frontului posterior al undei este egal cu timpul de deplasare a pistonului sub influenţa undei elastice.

$$T = \frac{\lambda}{c} + \frac{H}{c_1} \tag{33}$$

dar $\frac{\lambda}{c} = t_u$ şi deci:

$$T = t_u + \frac{H}{c_1} \tag{34}$$

Relaţia (34) exprimă dependenţa dintre timpul perturbaţiei t_u şi timpul deplasării pistonului, sub acţiunea undei asupra sa. Din condiţia $\lambda/c = t_u$—timpul perturbaţiei, se determină, prin (33) lungimea undei directe:

$$\lambda = c \left(T - \frac{H}{c_1} \right)$$

Lungimea undei reflectate reprezintă produsul dintre timpul de reflexie şi viteza de propagare a undei în conductă $\lambda' = cT$, iar raportul dintre lungimile undelor, directă şi inversă, se determină prin egalitatea:

$$\frac{\lambda}{\lambda'} = 1 - \frac{H}{c_1 T}$$

Neglijînd valoarea H/c_1, mică în raport cu valoarea T, se poate determina, fără o eroare remarcabilă, egalitatea:

$$\lambda' = \lambda \tag{35}$$

şi

$$T = t_u \tag{36}$$

Rezultă că la reflecţia undei de la pistonul mobil are loc, practic, egalitatea lungimilor undelor directă şi reflectată, precum şi egalitatea timpului perturbaţiei care determină formarea undei directe şi a timpului de contact al undei cu pistonul. Înlocuind expresia (36) cu relaţia (32) rezultă:

$$\Delta V'' = \frac{\Delta p t_u f}{\omega} - FH \tag{37}$$

Volumul fluidului ΔV, transmis de unda elastică în cilindru, în timpul mişcării cilindrului sub acţiunea undei, este egal cu diferenţa dintre cantitatea suplimentară de fluid în unda directă şi cantitatea suplimentară de fluid în unda reflectată:

$$\Delta V = \Delta V' - \Delta V''$$

Înlocuind în această egalitate expresiile (30) și (37) rezultă :

$$\Delta V = \frac{\Delta p\, t_u f}{\omega} - \left(\frac{(\Delta p\, t_u f}{\omega} - FH\right) = FH$$

sau

$$\Delta V = \Delta V_u \qquad (38)$$

Egalitatea obținută exprimă bilanțul cantității de fluid transmisă de unda elastică, în cilindru, la reflecția de la pistonul mobil și al cantității de fluid necesar pentru umplerea cilindrului ca urmare a creșterii volumului acestuia la mișcarea pistonului.

Legea mișcării pistonului, exprimată prin $v_p(t)$, depinde de condițiile mișcării acestuia, cu alte cuvinte trebuie luate în considerație toate forțele care concură la deplasarea acestuia.

În primul rînd, asupra pistonului acționează presiunea din cilindru apărută la reflexia undei de la piston, determinată din relația (11). Această presiune dă naștere la forța P_c egală cu :

$$P_c = F\,(2p_u - p_0 - \omega\,\Omega\,v_p) \qquad (39)$$

Forța de frecare considerată viscoasă, este proporțională cu viteza pistonului și contrară ei ca direcție :

$$P_h = h\,v_p \qquad (40)$$

Forța de inerție, P_I a pistonului, este :

$$P_I = -\,M\,\frac{dv_p}{dt} \qquad (41)$$

De regulă, mișcării pistonului i se opune o contraacțiune determinată de destinația funcțională și de condițiile de funcționare a mecanismului, legat de piston, care se notează cu P_R :

$$P_R = -\,R \qquad (42)$$

Însumînd forțele care acționează asupra pistonului, se obține ecuația mișcării acestuia :

$$M\,\frac{dv_p}{dt} + h_0\,v = 2\Delta\,pF - (R - p_0F) \qquad (43)$$

în care : $h_0 = h + h'$, iar $h' = \omega\Omega F$
sau, în formă transformată :

$$\frac{dv_p}{dt} + 2bv_p = 2bA_0 \qquad (44)$$

în care : $A_0 = \dfrac{2\Delta pF - (R - p_0F)}{h_0}$; $2b = \dfrac{h_0}{M}$

Rezolvarea ecuației de mișcare a pistonului ia forma :

$$2bt = -\ln(A_0 - v_p) + C_0 \qquad (45)$$

Constanta de integrare, arbitrară, rezultă din condiția inițială :

$pt \cdot t = \theta$; $v_p = 0$; deci : $C_0 = \ln A_0 + 2\,b\theta$

Legea schimbării vitezei pistonului, în cursul primei faze a procesului de undă, rezultă din transformarea expresiei (45) :

$$v_p = A_0\,(1 - e^{-2b(t-\theta)}) \qquad (46)$$

Această expresie arată că după apropierea undei, în momentul $t = \theta$, pistonul își pierde imobilitatea. Viteza lui începe să crească după legea exponențială caracterizată prin exponentul b.

La limită, pentru $t = \infty$, viteza pistonului crește pînă la valoarea maximă :

$$v_p(\infty) = A_0$$

Înlocuirea expresiei (46) în egalitatea (22) permite să se determine legea modificării presiunii în cilindru :

$$p_p(l, t) = 2p_u - p_0 - \omega\Omega\,A_0\,(1 - e^{-2b(t-\theta)}) \qquad (47)$$

Rezultă că presiunea lîngă piston, în momentul apropierii undei, are o valoare maximă :

$$p_{pmax} = 2p_u - p_0 \qquad (48)$$

Apoi presiunea în cilindru scade după legea exponențială și la limită, pentru $t = \infty$ atinge valoarea :

$$p_p(\infty) = 2p_u - p_0 - \omega\Omega\,A_0 \qquad (49)$$

Înocuind relația (46) a mișcării pistonului în egalitatea (23) și (24), se obține :

$$p_r(x, t) = p_u - \omega\,\Omega\,A_0\left(1 - e^{-2b\left(t-\theta-\frac{l-x}{c}\right)}\right) \qquad (50)$$

$$v_r(x, t) = \Omega A_0\left(1 - e^{-2b\left(t-\theta-\frac{l-x}{c}\right)}\right) - \frac{\Delta p}{\omega} \qquad (51)$$

se constată că :

— presiunea în frontul undei reflectate este egală cu p_u și ea scade după exponent, tinzînd spre valoarea $p_u - \omega\,\Omega\,A_0$, dincolo de front;

— viteza fluidului este egală cu $-\dfrac{\Delta p}{\omega}$ în frontul undei reflectate de la piston ; dincolo

e front, valoarea vitezei scăzînd, în timp p_1 pînă a valoarea $\Omega A_0 - \frac{\Delta p}{\omega}$.

Uneori deplasarea pistonului întîmpină o forță variabilă, proporțională cu abaterea acestuia de la poziția de echilibru:

$$P_v = -C_y \tag{52}$$

unde y este deplasarea pistonului;

C — coeficientul de proporționalitate care caracterizează rezistența elementului elastic la mișcarea pistonului.

În acest caz, ecuația diferențială a mișcării pistonului ia forma:

$$M\frac{d^2y}{dt^2} + h_0\frac{dy}{dt} + C_y = 2\Delta pF \tag{53}$$

și după transformări:

$$\frac{d^2y}{dt^2} + 2b\frac{dy}{dt} k_0^2 y = A \tag{54}$$

în care: $k_0^2 = \frac{C}{M}$; $A = \frac{2\Delta pF}{M}$

Condițiile inițiale constau în starea de repaos a pistonului în momentul apropierii undei de el:

$$y(\theta) = 0; \frac{dy}{d\theta} = 0$$

Integrala ecuației (54), în condițiile enunțate, pentru $k_0^2 - b_0^2 > 0$, ia forma:

$$y = 2y_c\left\{1 - e^{-b(t-\theta)}\left[\frac{h}{k}\sin k(t-\theta) + \cos k\,(t-\theta)\right]\right. \tag{55}$$

în care:

$$k = \sqrt{k_0^2 - b_0^2}$$

$y_c = \frac{\Delta pF}{C}$ reprezintă deplasarea stabilizată a pistonului legat de elementul elastic, sub acțiunea presiunii exercitate asupra pistonului, egală cu diferența dintre presiunile inițiale la intrarea și la ieșirea din elementul perturbator. Diferențiind expresia (55) se obține legea schimbării vitezei pistonului cînd acesta se mișcă sub acțiunea undei:

$$\frac{dy}{dt} = \frac{A}{k} e^{-b(t-\theta)} \sin k\,(t-\theta) \tag{56}$$

Deci schimbarea vitezei pistonului se produce după o sinusoidă de amortizare, caracterizată printr-o frecvență ciclică a oscilațiilor k. Frecvența oscilațiilor pistonului și coeficientul de amortizare depind nu numai de parametrii sistemului oscilant, piston — element elastic, ci și de parametrii conductei elastice cu fluid compresibil.

Viteza pistonului atinge valoarea maximă în momentul:

$$t_{max} = \theta + \frac{1}{k}\arcsin\frac{k}{k_0} \tag{57}$$

cînd este egală cu:

$$\frac{dy_{max}}{dt} = \frac{A}{k_0}\cdot e^{-\frac{b}{k}\arcsin\frac{k}{k_0}} \tag{58}$$

Înlocuind expresia vitezei pistonului $v_p = \frac{dy}{dt}$ din relația (56) în egalitatea (22) se obține:

$$p_p(t) = 2p_u - p_0 - \frac{\omega\Omega A}{k} e^{-b(t-\theta)}\cdot\sin k\,(t-\theta) \tag{59}$$

care arată că presiunea lîngă piston, în momentul apropierii undei, are o valoare maximă exprimată prin relația (48). Apoi presiunea scade în cilindru după legea sinosoidală. În momentul determinat de raportul (57), presiunea atinge valoarea minimă:

$$p_{p\,min} = 2p_u - p_0 - \frac{\omega\Omega A}{k} e^{-\frac{b}{k}\arcsin\frac{k}{k_0}} \tag{60}$$

Se înlocuiește legea mișcării pistonului în egalitățile (23) și (24):

$$p_r(x,t) = p_u - \frac{\omega\Omega A}{k} e^{-b\left(t-\theta-\frac{l-x}{c}\right)}\cdot$$

$$\cdot\sin k\left(t-\theta-\frac{l-x}{c}\right) \tag{61}$$

$$v_r(x,t) = \frac{\omega\Omega A}{k} e^{-b\left(t-\theta-\frac{l-x}{c}\right)}\sin k\left(t-\theta-\frac{l-x}{c}\right) \tag{62}$$

Relația (61) arată că presiunea în frontul undei reflectate este egală cu p_u; dincolo de front, presiunea se schimbă după o lege sinusoidală.

În unda reflectată presiunea atinge după timpul:

$$t_{min} = \theta + \frac{l-x}{c} + \frac{1}{k}\operatorname{arc\,tg}\frac{k}{k_0} \tag{63}$$

presiunea minimă, $p_{r\,min}$ a cărei valoare este:

$$p_{r\,min} = p_u - \frac{\omega\Omega A}{k}\cdot e^{-\frac{b}{k}\arcsin\frac{k}{k_0}} \tag{64}$$

Viteza fluidului, în frontul undei reflectate de la piston, este egală cu $\Delta p/\omega$. Dincolo de

front, ea se schimbă după legea sinusoidei de amortizare.

De obicei, în cilindrul de forță al mecanismului există în fața pistonului un volum însemnat de lichid V_0, care posedă o anumită elasticitate, al cărui modul raportat se notează cu E_0, care, împreună cu elasticitatea pereților

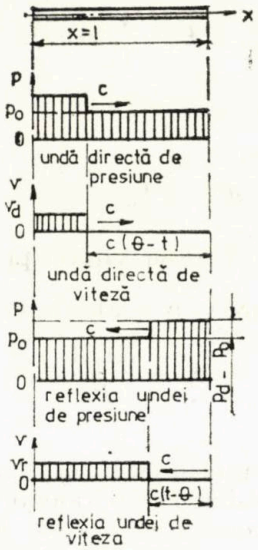


Fig. 3. Propagarea undei de la pistonul fix

cilindrului, influențează procesul de undă generat de deplasarea pistonului. Viteza fluidului, la capătul conductei și viteza pistonului sînt legate de ecuația continuității:

$$v(l, t) = \Omega\, v_p(t) + \frac{V_0}{fE_0} \cdot \frac{\partial_p (l, t)}{\partial t} \qquad (65)$$

în care s-a considerat că la intrarea în cilindru lipsește rezistența hidraulică și, deci, presiunea în spațiul cilindrului este egală cu presiunea din secțiunea $x = l$ a conductei.

Înmulțind a doua ecuație a sistemului (5) cu ω și adunînd rezultatul cu prima ecuație a aceluiași sistem:

$$p(l, t) - p_0 + \omega v\,(l, t) = 2\omega\varphi\,(l - ct) \qquad (66)$$

În egalitatea obținută, se înlocuiește expresia (65):

$$\frac{1}{b_0} \cdot \frac{\partial p(l, t)}{\partial t} + p\,(l, t) = p_0 + 2\omega\varphi\,(l - ct) - \omega\,\Omega\, v_p(t)$$

unde:

$$b_0 = \frac{fE_0}{\omega V_0} \qquad (67)$$

Rezolvarea ecuației obținute depinde de forma funcției arbitrare $\varphi\,(l - ct)$, adică de alura undei directe, precum și de aspectul legii de mișcare a pistonului $v_p(t)$.

În cazul cînd unda se formează, ca urmare a modificării excentricității pompei — considerată sursă de presiune constantă — funcția arbitrară φ se exprimă prin relația (18, *a*), iar ecuația ia forma:

$$\frac{1}{b_0} \cdot \frac{\partial p\,(l, t)}{\partial t} + p(l, t) = p_0 + 2\,\Delta p - \omega\Omega v_p\,(t) \qquad (68)$$

Viteza pistonului este variabilă în timp:

$$V_p(t) = j\,(t - \theta) \qquad (69)$$

unde j este accelerația pistonului = constantă.

Se consideră că legea de variație a vitezei pistonului se referă la zona inițială de mișcare a acestuia.

În expresia (68) se înlocuiește relația (69):

$$\frac{1}{b_0} \cdot \frac{\partial p\,(l, t)}{\partial t} + p(l, t) = p_0 + 2\Delta p - \omega\Omega j\,(t - \theta) \qquad (70)$$

Integrala acestei ecuații, pentru condiția inițială $p(l, t) = p_0$, capătă forma:

$$p(l, t) = p_0 + \left(2\,\Delta p + \frac{\omega^2 \Omega j V_0}{fE_0}\right) \cdot (1 - e^{-b_0(t - \theta)}) - \omega\,\Omega\, j\,(t - \theta) \qquad (71)$$

Relația (71) exprimă legea modificării în timp, în cadrul procesului de undă, a presiunii în secțiunea finală a conductei egală cu aceea din interiorul cilindrului.

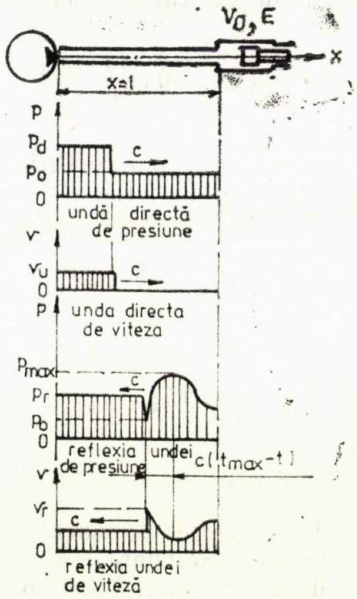


Fig. 4. Propagarea undelor de la pistonul mobil, în prezența volumului elastic în cilindru

La reflexia undei de la cilindru, presiunea, în zona incipientă a acestuia, crește și atinge valoarea maximă în momentul:

$$t_{max} = \theta + \frac{1}{b_0} \ln\left(1 + \frac{2\Delta p f E_0}{\omega^2 \Omega\, j V_0}\right) \qquad (72)$$

după care are loc scăderea acesteia.

Presiunea maximă în cilindru și la capătul final al conductei este:

$$p_{max} = p + 2\Delta p - \frac{\omega^2 \Omega j V_0}{f E_0} \ln\left(1 + \frac{2\Delta p f E_0}{\omega^2 \Omega j V_0}\right) \tag{73}$$

Rezultă din expresiile (72) și (73) că presiunea maximă la reflexia undei, în cazul existenței unui volum elastic în cilindru, se atinge mai tîrziu decît în cazul reflecției de la piston, iar valoarea presiunii maxime în acest caz este mai scăzută decît în cazul reflecției undei de la piston, în lipsa unui volum elastic în cilindru.

Folosind relația (65), se poate determina valoarea vitezei fluidului la capătul conductei, apărută în timpul procesului de relfecție:

$$v(l, t) = \Omega j (t - \theta) - \frac{\omega \Omega j V_0}{f E_0} + \left(\frac{2\Delta p}{\omega} + j \frac{\omega \Omega V_0}{f E_0}\right) e^{-b_0(t-\theta)} \tag{74}$$

În momentul apropierii undei directe de cilindru, viteza fluidului crește în secțiunea de intrare a conductei pînă la o valoare care depășește de două ori viteza fluidului în unda directă; apoi viteza scade pînă la o valoare minimă oarecare, căreia îi urmează o creștere a vitezei (fig. 4).

Valoarea minimă a vitezei coincide, în timp, cu valoarea maximă a presiunii în cilindru.

Modificarea presiunii în cilindru și a vitezei la intrarea în cilindru, în procesul de reflecție, sînt arătate în figura 5. În mod analog are loc

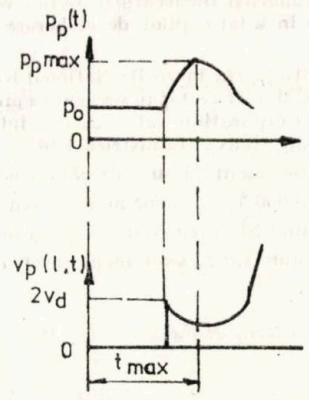


Fig. 5. Procesul dinamic în cilindrul cu volum elastic și cu piston mobil la reflecția undei

schimbarea presiunii și a vitezei fluidului în celelalte secțiuni ale magistralei, pe măsura deplasării undei reflectate prin ea, așa cum rezultă din figura 3, în care se prezintă distribuția presiunii și vitezei fluidului în lungimea conductei, într-un moment oarecare, cînd unda directă nu a atins cilindrul.

S-a arătat mai sus modul de formare și propagare a perturbațiilor introduse în sistemul hidraulic de pornirea, accelerarea, decelerarea și oprirea mecanismului, cu sublinierea valorilor maxime și minime ale presiunii și vitezei lichidului în sistem.

Cunoașterea valorilor maxime ale presiunii permite dimensionarea sistemului atît din punct de vedere al rezistenței sale la șocurile hidraulice generate de procesul de undă, cît și privitoare la măsurile constructive de adoptat pentru a evita formarea lor sau diminuarea acestora sub valorile admise. Înțelegerea mecanismului de formare a valorilor minime ale presiunii permite luarea de măsuri menite să le evite, cunoscînd că fenomenele de cavitație care însoțesc depresiunile din sistem sînt extrem de periculoase.

Din cele arătate, mai rezultă, că existența unui volum de lichid în fața pistonului influențează, așa cum s-a demonstrat, valorile extreme ale variațiilor de presiune și viteză, precum și reflecțiile undelor formate care au amplitudini mai mici, iar timpii de amortizare sînt mai scurți decît în cazul cînd volumul — elastic — de lichid lipsește și reflecția se face direct de la piston, considerat perete fix. Pe baza acestor relații se poate dimensiona mărimea volumului cilindrului hidraulic.

În cele de mai sus, s-a studiat numai prima fază a reflecției de la piston, care constituie de fapt numai prima fază a procesului tranzitoriu. Odată formată, unda se propagă și se reflectă de la piston, se întoarce la elementul perturbator, merge spre capătul conductei, opus cilindrului hidraulic, de unde se reflectă din nou. Noua undă formată în acest caz se apropie de piston și se reflectă. În interacțiunea cu pistonul, odată cu trecerea timpului, apar mereu alte unde. Fenomenul se complică în cazul unei conducte eterogene, deoarece formarea și propagarea undelor, inclusiv reflecția lor de la elementele sistemului nu mai pot fi analizate prin metoda undelor care se propagă; reflecțiile multiple ale undelor elastice de la capetele conductelor într-un sistem complex se analizează destul de dificil, prin metoda amintită, deoarece durează mult studiul alternativ al fazelor succesive. Aplicarea calculului operațional pentru cercetarea fenomenelor ondulatorii simplifică mult problema. Dependențele inițiale, precum și condițiile inițiale, se stabilesc o dată pentru întregul proces, independent de numărul fazelor fenomenelor cercetate.

Transformările în continuare se fac prin expresii generale, care descriu fenomenul în întregime și doar la aflarea dependențelor finale se clarifică fazele procesului.

Tabloul general al fenomenului cercetat, incluzînd fazele procesului, devine clar în urma analizei gîndirii fizice pentru cazul general al unui sistem complex care urmează să fie analizat într-o prezentare ulterioară.

Pornind de la ecuațiile diferențiale cu derivate parțiale deduse de N. E. Jukovski, integrate sub forma ecuațiilor de undă, cu ajutorul unor funcții arbitrare, φ pentru unda directă și ψ pentru unda reflectată, studiul de față dezvoltă expresiile matematice ale curgerii nepermanente, pentru diferite faze ale mișcării mecanismului acționat, sub o formă calculabilă numeric.

Cu ajutorul acestor expresii, se pot calcula valorile maxime ale presiunii, generate în fazele de pornire-oprire și variație a vitezei pistonului mecanismului antrenat. Cunoașterea acestor mărimi permite atît dimensionarea sistemului, cît și măsurile ce trebuie luate pentru limitarea salturilor de presiune la valori admise pentru sistemul considerat.

De asemenea, se pot calcula numeric valorile minime ale presiunii, în funcție de mișcarea variabilă a pistonului, cu determinarea condițiilor limită sub care apar fenomne cavitaționale, în regim tranzitoriu, valori ce reprezintă criterii de reglare a parametrilor mișcării.

Este pusă în evidență influența volumului de lichid din cilindrul hidraulic asupra modului de formare și propagare a undelor de viteză și presiune din sistem, cu posibilitatea definirii acestuia pentru valoarea optimă de dimensionare a cilindrului hidraulic.

În toate cazurile prezentate s-au luat în considerație forțele date de totalitatea maselor antrenate de mecanismul acționat, forțele de inerție, de frecare etc., stabilindu-se raporturile ce apar între acestea și fenomenele hidraulice transzitorii din sistemul hidraulic analizat.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cioc, D. *Contribuții la calculul mișcării nepermanente în conducte și la teoria sonicității cu aplicare la pompajul sonic.* București, E.D.P., 1958.

[2] Mateescu, C. *Hidraulica.* București, Editura didactică și pedagogică, 1962.

[3] Pițigoi, B. *Studiul loviturii de berbec în rețelele de conducte de înaltă presiune.* Teză de doctorat. Institutul politehnic — București, 1973.

[4] Tarko, L. M. *Volnovie protessi v truboprovodah gidromehanismov.* Moscova, Mașghiz, 1963.

DOCUMENTARE

Căptușirea unui cuptor electric cu arc de 10 t cu blocuri dolomitice

La oțelăria firmei Moenninghoff GmbH, producătoare de flanșe, piese forjate și extrudate se topesc în proces discontinuu cca 17 000 t oțel brut/an din aproape toate calitățile de oțel cuprinse în Lista de oțeluri.

În cadrul colaborării între inginerii firmelor Dolomite Franchi S.p.A., Pedrini et Benczek și Moenninghoff GmbH, s-au fixat pentru prima dată, în jurul trunchiului de con, blocuri dolomitice vibrate și presate, liate cu păcură, pe vatra căptușită cu masă dolomitică aglomerată, uscată.

Rezultatele unei funcționări de probă de 6 luni sînt:

— creșterea durabilității cuptorului de la 4 la 5 săptămîni (25%);
— reducerea masei de reparare a cuptorului cu 23%;
— scăderea consumului de energie cu cca 10%/t oțel brut;
— perioade de căptușire reduse;
— diminuarea timpului de demolare a cuptorului, deoarece prin armarea cu oțel blocurile dolomitice se pot extrage într-un singur proces.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 18, 1983, p. 862*)

Elaborarea continuă a oțelului în Japonia

În afară de trecerea de la procedeul de insuflare a oțelului la procedeele combinate de elaborare, cu insuflarea suplimentară de cărbune prin duzele din partea de jos a cuptorului în scopul măririi încărcăturii de fier vechi, în Japonia funcționează o instalație pilot de elaborare continuă a oțelului.

Procedeul inițiat prin lucrările National Research Institute for Metals(NRIIM) este testat în prezent ca proiect al Research Development Corporation of Japan, într-o instalație a firmei Mitsubishi Heavy Industries Ltd.

Instalația experimentală cu încărcătură de fier vechi, cu o capacitate de 10 000 t oțel brut/lună, s-a dat în exploatare în anul 1981 la uzina Shimizu Steel Mfg.-Co în Hokkaido.

În cursul anului 1982, s-au făcut încercări cu durate de topire de 48 h.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 18, 1983, p. 854*)

Dr. ing. M. Cojocaru şi dr. ing. D. Chireă
Institutul politehnic — Bucureşti

Model matematic stabilit în vederea determinării influenţei parametrilor termici şi temporali ai tratamentelor de călire de punere în soluţie şi îmbătrînire aplicate aliajelor de tip AlMgSi (AlMgSi1)

CZ : 621 : 785 : 681.32

Asigurarea în exploatare a complexului de caracteristici fizico-mecanice benzilor laminate la cald din aliaj de aluminiu de tipul AlMgSi1 este posibilă numai în condiţia unei corelări perfecte a parametrilor termici şi temporali ai tratamentelor de călire de punere în soluţie şi îmbătrînire. Influenţele diverse pe care le manifestă fiecare parametru separat asupra caracteristicilor de exploatare, precum şi necesitatea unui număr mare de determinări experimentale necesare pentru determinarea complexului optim de caracteristici de exploatare au impus ca necesară utilizarea metodei matematice, de planificare a experienţelor, metodă care permite pe lîngă determinarea influenţelor discrete pe care le manifestă izolat fiecare parametru analizat asupra parametrului de optimizat şi determinarea influenţei cumulate a diverşilor factori. În calitate de variabile independente ale proceselor au fost alese :

x_1 este timpul de menţinere la temperatura de călire de punere în soluţie, h ;

x_2 — temperatura tratamentului termic de îmbătrînire, °C ;

x_3 — timpul de menţinere la temperatura de îmbătrînire, h.

x_1, x_2, x_3 reprezintă valorile codificate ale parametrilor independenţi ai procesului ; legătura dintre aceste valori şi cele reale fiind realizată prin intermediul dependenţei :

$$x_1 = \frac{[\text{timp de menţinere la călire, h} - 0{,}32]}{0{,}16}$$

$$x_2 = \frac{[\text{temperatura de îmbătrînire, °C} - 175]}{50}$$

$$x_3 = \frac{[\text{timp de menţinere la îmbătrînire, h} - 5]}{4}$$

sau în forma generală :

$$x_i = \frac{X_i - X_{i0}}{\Delta I}$$

unde :

X_i este valoarea reală a parametrului independent ;

X_{i0} — valoarea reală a parametrului independent corespunzătoare nivelului de bază ;

ΔI — interval de variaţie.

Ca parametru de optimizat (y) s-a ales nivelul plasticităţii aliajului AlMgSi1 rezultat în urma aplicării ciclului de tratamente termice.

Intervalele de variaţie ale parametrilor independenţi (ΔI) (tab. 1) au fost alese în urma verificării prealabile, avîndu-se în vedere şi corelarea acestor date cu datele existente în literatura de specialitate (obs. temperatura de călire de punere în soluţie nu a fost aleasă ca parametru independent, dat fiind intervalul foarte restrîns de variaţie pe care-l prezintă în cazul acestui tip de aliaje, interval limitat de curba de variaţie a solubilităţii cu temperatura, şi la limita superioară de poziţia curbei solidus $T_{călire} = 530 \pm 5$°C).

Tabelul 1

Condiţii de efectuare a determinărilor experimentale

	Variabile indpendente			Parametrul de optimizat A_5
	$t_{menţ.\ căl.}$, h	$T_{îmb.}$, °C	$t_{menţ.\ îmb.}$, h	
	x_1	x_2	x_3	y
Nivel de bază [X_0]	0,32	175	5	—
Nivel superior [$X_0 + \Delta I$]	0,48	225	9	—
Nivel inferior [$X_0 - \Delta I$]	0,16	125	1	—
Interval de variaţie [ΔI]	0,16	50	4	—

Condiţiile de experimentare şi rezultatele obţinute sînt indicate în tabelul 2.

Rezultatele experimentale (obţinute în urma încercărilor la tracţiune efectuate pe probe tratate în condiţii impuse de modelul matematic — tab. 2), obţinute după efectuarea primelor experienţe, au permis calcularea coeficienţilor ecuaţiei de regresie. Pentru aceasta s-au utilizat următoarele relaţii :

$$b_0 = \frac{A}{N}\left[2\lambda^2(k+2)\sum_{n=1}^{N} y_n - 2\lambda C \sum_{i=1}^{K}\sum_{n=1}^{N} x_{in}^2\, y_n\right]$$

$$\lambda = \frac{KN}{(k+2)(N - n_0)}$$

Tabelul 2

Modelul matematic utilizat în vederea obținerii valorii maxime a plasticității aliajului AlMgSi1

Nr. exp.	x_0	x_1	x_2	x_3	x_1x_2	x_1x_3	x_2x_3	x_1^2	x_2^2	x_3^2	Y		
											A_5,%	$R_{p_{0,2}}$	R_m
1.	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	18	12,62	16,83
2.	+	+	+	−	+	−	−	+	+	+	8	30,17	31,10
3.	+	+	−	+	−	+	−	+	+	+	22	12,38	18,26
4.	+	+	−	−	−	−	+	+	+	+	21,6	10,26	20,40
5.	+	−	+	+	−	−	+	+	+	+	21,6	11,82	14,09
6.	+	−	+	−	−	+	−	+	+	+	23,4	14,55	20,53
7.	+	−	−	+	+	−	−	+	+	+	23,6	11,85	16,53
8.	+	−	−	−	+	+	+	+	+	+	20	16,02	21,06
9.	+	−1,682	0	0	0	0	0	+2,83	0	0	19,6	16,37	22,38
10.	+	+1,682	0	0	0	0	0	+2,83	0	0	21	14,00	16,30
11.	+	0	−1,682	0	0	0	0	0	+2,83	0	19,4	11,74	17,50
12.	+	0	+1,682	0	0	0	0	0	+2,83	0	23	12,68	18,22
13.	+	0	0	−1,682	0	0	0	0	0	+2,83	17,6	13,5	18,24
14.	+	0	0	+1,682	0	0	0	0	0	+2,83	22,8	15,19	23,14
15.	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0	20	14,48	20,94
16.	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0	21	13,31	18,36
17.	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0	22	13,74	17,64
18.	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0	20	11,48	17,22
19.	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0	19,16	16,22	20,51
20.	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0	21	11,94	18,14

unde :

K este numărul parametrilor independenți ;
N — numărul total de experiențe ;
n_0 — numărul experiențelor efectuate la nivelul de bază.

$$A = \frac{1}{2\lambda[(K+2)\lambda - K]}$$

$$C = \frac{N}{\sum_{n=1}^{N} x_{in}^2}$$

$$b_i = \frac{C}{N} \sum_{n=1}^{N} x_{in}\, y_n$$

$$b_{ij} = \frac{C^2}{N \cdot \lambda} \sum_{n=1}^{N} x_{in}\, x_{jn}\, y_n$$

$$b_{ii} = \frac{A}{N}\left\{C^2[(k+2)\lambda - k] \sum_{n=1}^{N} x_{in}^2\, y_n + \right.$$

$$\left. + C^2(1-\lambda) \sum_{i=1}^{K} \sum_{n=1}^{N} x_{in}^2\, y_n - 2\lambda C \sum_{n=1}^{N} y_n \right\}$$

b_0, b_i, b_{ij}, b_{ii} reprezintă valorile coeficienților parametrilor independenți (b_0—termenul liber) ai ecuației regresiei a cărei formă generală este :

$$y = b_0 + \sum_{1 \leqslant i \leqslant K} b_i x_i + \sum_{1 \leqslant i \leqslant K} b_{ij} x_i x_j + \sum_{1 \leqslant i \leqslant K} b_{ii} x_i^2$$

Calculul coeficienților ecuației regresiei, utilizînd valorile obținute pe cale experimentală (tab. 2), a condus la următoarele valori :

$b_0 = +20{,}56$; $b_{13} = +0{,}325$;
$b_1 = -0{,}779$; $b_{23} = +1{,}275$;
$b_2 = -1{,}181$; $b_{11} = -0{,}09$;
$b_3 = +1{,}050$; $b_{22} = +0{,}227$;
$b_{12} = -3{,}125$; $b_{33} = -0{,}1269$

Pentru verificarea statistică a valorii acestora este necesară determinarea intervalului de încredere (Δb_i). Se consideră că un coeficient are valoarea statistică determinată, dacă mărimea sa luată în valoare absolută $|b|$ este mai mare sau cel puţin egală cu valoarea intervalului său de încredere (Δb_i) :

$$\text{Deci :} \quad |b_i| > \Delta b_i ; \quad \Delta b_i = \pm t_{\alpha,N} \cdot s_{bi}$$

unde : t este valoarea criteriului Student ;
α — nivelul de semnificaţie ($\alpha = 0{,}05$) ;
s_{bi} — dispersia valorilor coeficienţilor ecuaţiei regresiei.

Dispersiile valorilor coeficienţilor ecuaţiei regresiei s-au determinat utilizînd următoarele relaţii :

$$S^2_{b0} = \frac{2A\lambda^2 (k+2)}{N} \cdot S^2_{\bar{y}} ; \quad S^2_{bi} = \frac{C}{N} \cdot S^2_{\bar{y}} ;$$

$$S^2_{bij} = \frac{C^2}{\lambda \cdot N} \cdot S^2_{\bar{y}} ;$$

$$S^2_{bii} = \frac{AC[(k+1)\lambda - (k-1)]}{N} \cdot S^2_{\bar{y}}$$

unde $S^2_{\bar{y}}$ este dispersia valorilor obţinute pe cale experimentală :

$$S^2_{\bar{y}} = \frac{\sum_{n=1}^{n_0} (y_{0n} - \bar{y}_0)^2}{n_0 - 1}$$

unde $\bar{y}_0$ este media aritmetică a valorilor y_{0n} obţinute pentru cele şase determinări pe nivelul de bază ($\bar{y}_0 = 20{,}56$).

Rezultă : $S^2_{\bar{y}} = 1{,}007$;
$S^2_{b_0} = 0{,}167$;
$S^2_{bi} = 0{,}073$;
$S^2_{bij} = 0{,}125$;
$S^2_{bii} = 0{,}074$

Pentru $\alpha = 0{,}05 \quad t_{\alpha_0 N} = t^{tab}_{0{,}05;N} = 2{,}09$
Valorile intervalelor de încredere corespunzătoare coeficienţilor ecuaţiei regresiei sînt :

$$\Delta b_0 = 2{,}09 \cdot \sqrt{0{,}167} = 0{,}856$$

$$\Delta b_i = 2{,}09 \cdot \sqrt{0{,}073} = 0{,}567$$

$$\Delta b_{ij} = 2{,}09 \cdot \sqrt{0{,}125} = 0{,}741$$

$$\Delta b_{ii} = 2{,}09 \cdot \sqrt{0{,}074} = 0{,}568$$

Comparînd valorile calculate ale coeficienţilor regresiei cu valorile corespunzătoare ale intervalelor de încredere, rezultă că, cu excepţia coeficienţilor b_{13}, b_{22}, b_{33}, toţi ceilalţi sînt statistic determinaţi, astfel încît ecuaţia regresiei poate fi rescrisă sub următoarea formă particulară corespunzătoare cazului analizat :

$$y = 20{,}56 - 0{,}779x_1 - 1{,}181x + 1{,}05x_3 - 3{,}125x_1x_2 + 1{,}275x_2x_3$$

A doua etapă a verificărilor a constituit-o determinarea compatibilităţii modelului matematic adoptat. Din acest punct de vedere se consideră că modelul matematic ales este compatibil, dacă este îndeplinită condiţia : $F^{calc} \leqslant F^{tab}$

$$F^{calc} = \frac{S^2_{comp}}{S^2_{\bar{y}}}$$

unde F este valoarea criteriului Fischer.
Pentru determinarea compatibilităţii s^2_{comp}, s-a determinat suma pătratelor diferenţelor stabilite între valorile calculate şi cele experimentale ale plasticităţii. Corespunzător celor celor 20 de experienţe efectuate :

$$SS_{rez} = \sum_{n=1}^{20} (y_{n\,calc} - y_{n\,exp})^2 = 124$$

$$SS_{\bar{y}} = \sum_{n=1}^{n_0} (y_{0n} - \bar{y}_0)^2 = 118{,}9$$

$$SS_{comp} = SS_{rez} - SS_{\bar{y}} = 118{,}9$$

$$S^2_{comp} = \frac{SS_{comp}}{f_2} = \frac{SS_{comp}}{N - K' - (n_0 - 1)} = 13{,}21$$

f_2 este nr. de grade de libertate ;
K' — numărul coeficienţilor statistic determinaţi.

Deci rezultă :

$$F^{calc}_{f_2;f_1} = \frac{s^2_{comp}}{s^2_{\bar{y}}} = \frac{13{,}21}{1{,}007} = 13{,}1$$

$$F^{calc}_{9:5} = 13{,}27$$

Deoarece $F^{calc} < F^{tab}$, rezultă că modelul matematic adoptat este compatibil, iar ecuaţia stabilită pune în evidenţă în mod edificator influenţa fiecărui parametru independent (temperatura de menţinere la temperatura de călire de punere în soluţie, temperatura de îmbătrînire, timp de menţinere la temperatura de îmbătrînire) asupra plasticităţii aliajului. Ecuaţia modelului matematic stabilit permite de asemenea

determinarea anumitor parametri tehnologici (timp, $t_{ment.}$ la călire sau îmbătrînire) în condiţia impunerii unui anumit nivel dorit plasticităţii aliajului, permiţînd de asemenea să să determine factorul care manifestă acţiunea cea mai pregnantă asupra modificării caracteristicii impuse.

Complexul optim al caracteristicilor de exploatare $R_m = 16{,}53 \frac{daN}{mm^2}$; $A_5 = 23{,}6\%$; $R_{p_{0,2}} = 11{,}85 \frac{daN}{mm^2}$ s-a obţinut în condiţia asigurării următorului nivel al parametrilor termici şi temporali al tratamentului termic de călire, de punere în soluţie şi îmbătrînire: $T_{căl.} = 530°C$; $t_{ment_{căl.}} \approx 10$ min; $T_{îmb} = 125°C$; $t_{ment_{îmb}} \approx 9$ h. Un rezultat similar în ceea ce priveşte nivelul plasticităţii s-a obţinut în condiţiile:

$T_{căl.} = 530°C$, $t_{ment_{căl.}} \approx 10$ min; $T_{îmb} = 225°C$; $t_{ment_{îmb}}$ 1 h şi anume: $A_5 = 23{,}4\%$;

$R_{p_{0,2}} = 14{,}55$ daN/mm;

$R_m = 20{,}53$ daN/mm².

DOCUMENTARE

Oţelul MOLD—EMBR Societăţile Kawasaki şi ASEA colaborează pentru elaborarea oţelului mai pur, turnat continuu

La întreaga gamă de tehnologii de elaborare a oţelului se adaugă noua tehnologie de producere a oţelurilor mai pure, prin turnare continuă. Purtînd denumirea de MOLD—EMBR (Mold Electro-Magnetic Braking), acest tip de oţel este pus la punct de societăţile Kawasaki Steel (Tokyo, Japonia) şi ASEA—AB, cel mai mare producător suedez de echipament electric.

Această nouă tehnologie de turnare continuă se caracterizează prin generarea de forţe electromagnetice în interiorul cristalizorului de la maşina de turnare şi se utilizează pentru abaterea incluziunilor nemetalice, prezente în oţelul lichid, spre suprafaţă, unde sînt înglobate de pulberea din cristalizor. Această acţiune de abatere este realizată cu ajutorul a două seturi de bobine de magnetizare astfel aranjate încît cuprind peretele exterior al distribuitorului. Un curent continuu, care trece prin aceste bobine, produce un cîmp magnetic care trece prin cristalizor. La trecerea curentului de oţel lichid prin acest cîmp, forţa magnetică difuzează pentru a ieşi din flux, iar incluziunile nemetalice se ridică la suprafaţă în loc să pătrundă mai adînc în cristalizor.

Cadrele responsabile de la Societatea Kawasaki Steel afirmă că tehnologia MOLD—EMBR diferă de agitarea electromagnetică convenţională, subliniind că aceste două tehnologii sînt complementare, putînd fi utilizate în combinaţie pentru obţinerea unor produse extrapure.

Utilizarea experimentală la uzina Mizushima a societăţii Kawasaki Steel, a maşinii de turnare continuă a sleburilor cu cristalizor curb, care produce 1,5 mil.t/an, a demonstrat că tehnologia MOLD—EMBR a dus la îmbunătăţirea productivităţii. Acest succes este semnificativ, afirmă societatea Kawasaki, deoarece majoritatea maşinilor de turnare continuă, folosite în mod curent în lumea întreagă, sînt echipate cu cristalizor curb, ceea ce asigură, în general, o eficienţă ridicată în funcţionare cu investiţii relativ reduse.

Aceasta nu înseamnă că tehnologia cu cristalizor curb este lipsită de posibilitatea apariţiei unor erori. De exemplu, forma firului care tinde să dirijeze incluziunile nemetalice spre părţile interioare curbate ale maşinii constituie un principal neajuns.

Cantitatea de incluziuni nemetalice care intră în maşina de turnare continuă cu oţelul lichid este, în mod normal, mică. Cînd acestea se concentrează într-un anumit loc, ele afectează caracteristicile interne şi de suprafaţă ale produsului turnat.

Pentru a asigura obţinerea unei calităţi superioare, maşina cu cristalizor curb funcţionează la viteze mai mici decît este posibil.

Tehnologia MOLD—EMBR elimină această dificultate, afirmă producătorii japonezi, subliniind că încercările au demonstrat că viteza maşinii de turnare continuă poate creşte cu 30%, în funcţie de mărcile de oţel ce trebuie turnate.

(În: *33 Metal Producing, S.U.A., vol. 20, nr. 6, 1982, p. 47*)

Material utilizat pentru acoperirile anticorosive

Societatea NKK a pus la punct şi a început de curînd vînzarea pe scară largă a noului material de acoperire contra coroziunii, care este produs prin utilizarea zgurei de furnal. Noul material de acoperire este alcătuit din zgură granulată tratată special, un amestec de ciment şi polimer latex. Este indicat pentru pulverizarea la faţa locului. Datorită manipulării relativ uşoare a acestuia, noul produs poate să fie utilizat pe scară largă ca material de acoperire pentru acoperişurile şi pereţii locuinţelor şi clădirilor mari, ca şi pentru repararea pereţilor crăpaţi şi a acoperişurilor neetanşate.

Caracteristica specială a noului material de acoperire, prin care acest produs se deosebeşte de cimentul convenţional cu polimeri este adezivitatea foarte puternică a acestuia faţă de aproape toate materialele, printre care se numără oţelul, betonul, gresia, lemnul şi cauciucul. De exemplu, puterea adezivă maximă faţă de oţel este mai mare de 40 kg/cm². Noul material de acoperire are o foarte bună rezistenţă la coroziune, nemaifiind necesară întreţinerea lui. De asemenea, acesta are proprietăţi mecanice ridicate, cum sînt rezistenţa mai mare la uzare decît cea a materialelor de pavare cu asfalt convenţional şi o rezistenţă superioară la oboseală.

Aceste caracteristici ale noului produs asigură o aplicare pe scară largă şi pentru acoperirile recipientelor expuse coroziunii la apa de mare din zonele industriale de coastă, la poduri şi alte construcţii din oţel.

(În: *Steel Today and Tomorrow, Japonia, nr. 36, 1983, p. 19*)

Dr. ing. Victoria Fiterău
Universitatea din Braşov

Cercetări privind comportarea la tratament termic a oţelului OT 60

CZ : 621.785

Din oţelurile cu conţinut de carbon între 0,25 şi 0,65%, unde se încadrează şi cel luat în studiu, se execută organe de maşini, care sînt supuse la solicitări complexe, respectiv: tracţiune, încovoiere, torsiune, şoc, oboseală, ce necesită o structură corespunzătoare de sorbită sau troostită. Aceste structuri nu se pot obţine decît prin anumite tratamente termice.

Ca urmare, în lucrarea de faţă se studiază îmbunătăţirea tehnologiei de tratament termic a oţelului OT 60, în vederea înlocuirii oţelului T 34 Mo Cr 09 utilizat în construcţia unor piese de autocamioane.

Pentru experimentări s-a elaborat aliajul cu compoziţia chimică din tabelul 1.

Tabelul 1

Marca	C[%]	Si[%]	Mn[%]	P[%]	S[%]	Cr[%]	Alte elemente
OT 60	0,42	0,36	0,82	0,026	0,017	—	—

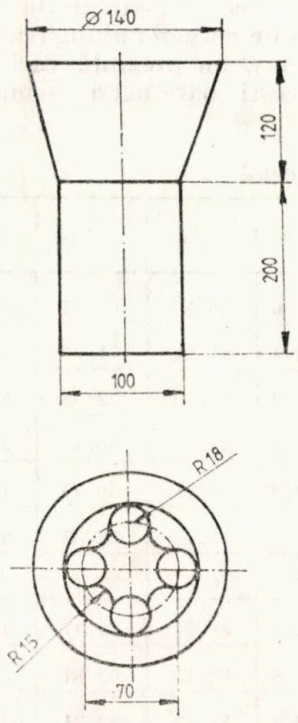


Fig. 1. Piesa turnată

Din oţelul elaborat s-au turnat probe conform STAS 600 — 74, de forma şi dimensiunile prezentate în figura 1. Partea tronconică cu eventuale defecte a fost înlăturată, şi din partea cilindrică s-au confecţionat epruvetele necesare.

În urma examinării la microscop a materialului turnat s-a constatat că structura este ferito-perilitică cu grăunţi foarte grosolani (de punctaj 1 conform STAS 5490 — 71).

Caracteristicile mecanice determinate la materialul în stare turnată au fost următoarele: duritatea 234 *HB*; rezistenţa la rupere 75,9 (kgf/mm²); limita de curgere 74, 4 (kgf/mm²) şi alungirea 16 (%).

Pentru studierea comportării la încălzire s-a determinat mărimea grăuntelui de austenită format. Mărimea de grăunţe a fost de punctaj 7 — 8, conform STAS 5490 — 71, şi s-a obţinut prin metoda oxidării. Deoarece după adîncimea de călire se pot face aprecieri asupra comportării în exploatare a pieselor, s-a studiat şi această caracteristică [1].

Călibilitatea s-a determinat prin metoda răcirii frontale, iar datele medii obţinute sînt prezentate în tabelul 2.

Din valorile durităţilor obţinute rezultă că zona semimartensitică la acest oţel (44 *HRC*) este la aproximativ 7 — 8 mm adîncime [2], [3].

În vederea alegerii parametrilor de tratament termic prin calcul şi prin determinări experimentale pentru oţelul OT 60 — 3 s-au stabilit punctele critice prezentate în tabelul 3.

Ţinînd seamă de cele de mai sus, în vederea îmbunătăţirii tehnologiei de tratament termic s-au propus următoarele variante:

I. Normalizare şi reîncălzire, respectiv încălzire la 850°C cu menţinere de 74 min (pentru o piesă cu diametrul de 100 mm) şi răcire în aer, urmată de reîncălzire la 200, 300 şi 400°C, cu menţinere de 3 şi 4 h, răcirea făcîndu-se în aer.

II. Normalizare şi îmbunătăţire, după normalizarea de mai sus s-a efectuat îmbunătăţirea care a constat în următoarele:

— călire, încălzire la 830°C, menţinere 30 min (pentru piese cu diametre de 30 — 35 mm), urmată de răcire în apă şi ulei;

— revenire timp de 2 h la temperaturi de 400, 450, 500, 550 şi 600°C.

Prima variantă de tratament termic a avut ca scop micşorarea grăuntelui, reducerea ten-

Tabelul 2

Distanța de la capătul răcit cu apă	mm													
	1,5	3	5	7	9	11	13	15	20	25	30	40	45	50
HRC	60	58	55,5	49	41,5	37	34	32,5	30,5	29,5	28,5	25,5	24,5	22

Tabelul 3

Modul de obținere	Punctul critic [°C]				
	Ac_1	Ar_1	Ac_3	Ar_3	Ms*
Calculat	725	690	780	—	330
Experimental	752	670	787	697	300

* *Ms* – după diagrama termocinetică a oțelului OLC 45

siunilor și înmuierea structurii în urma reîncălzirii.

În ceea ce privește a doua variantă de tratament termic, aceasta s-a ales în vederea obținerii unei structuri care să îmbunătățească proprietățile.

În urma examenului la microscop a probelor normalizate, s-a văzut că structura a devenit mai fină, mărimea grăuntelui a corespuns punctajului 5 — 6, conform STAS 5490 — 71.

Normalizarea s-a aplicat la tot lotul de piese turnate. Apoi piesele au fost secționate și aduse la diametrul de aproximativ 35 mm. Pe acestea s-au aplicat reîncălzirile de la regimul *I* și îmbunătățirea. Din loturile de probe astfel tratate, s-au confecționat apoi epruvete pentru încercări mecanice de tracțiune, rezilință și oboseală. De asemenea s-a determinat și duritatea.

În urma încercării la tracțiune s-au stabilit rezistența la rupere, limita de curgere, alungirea și gîtuirea. Datele obținute sînt prezentate în tabelul 4 și în figurile 2 și 3.

Din analiza rezultatelor încercării la tracțiune se poate arăta că regimul *I* de tratament termic nu are rezultate deosebite. Rezis-

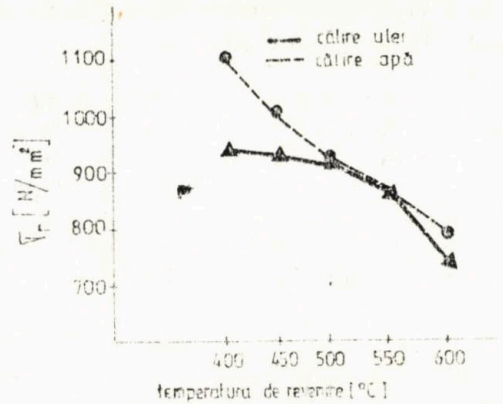


Fig. 2. Variația rezistenței la tracțiune cu temperatura de revenire, la epruvete supuse regimului *II* de tratament termic

tența la tracțiune nu este influențată mult de temperatura de reîncălzire și de timpul de menținere. Același lucru se poate arăta și în ceea ce privește limita de curgere, alungirea și gîtuirea, care de asemenea nu prezintă variații mari în funcție de acești parametri (temperatură și

Tabelul 4

Rezultatele încercării la tracțiune după îmbunătățire

Tratamentul termic aplicat după normalizare		d_o [mm]	l_o [mm]	l_u [mm]	F_c [kgf]	F_{max} [kgf]	d_u [mm]	σ_r [kgf/mm²]	σ_r [N/mm²]	δ [%]	S_o [mm²]	S_u [mm²]	ψ [%]	σ_c [N/mm²]
Călire ulei și revenire [°C]	400	10	50	55,8	5100	7500	9,2	95,5	935,9	11,6	78,53	66,47	15	636 6
	450	10,2	50	56,3	7500	7760	9	94,96	930,60	12,6	81,71	71,47	12	899,6
	500	10,1	50	56,6	5325	7450	9,6	92,98	911,20	13,2	80,1	72,38	9,6	651,49
	550	10	50	56,7	4900	6925	8,4	88,17	864,06	13,4	78,5	55,41	29	611,48
	600	10,1	50	57,4	5800	6070	9,2	75,76	742,44	14,8	80,11	66,47	17	709,59
Călire apă și revenire [°C]	400	10,1	50	52,4	8950	9040	9,6	112,83	1105,44	4,8	80,1	72,38	9,6	1095
	450	10	50	54,5	7550	8310	9	105,80	1036,84	9	78,5	71,47	9	942,18
	500	10,2	50	56,2	5450	7720	9	94,47	925,8	12,4	81,7	71,47	12	653,7
	550	10,1	50	57,4	6550	7110	8,2	88,74	869,65	14,8	80,11	52,81	34	801,27
	600	10,2	50	58,4	5000	6460	8,9	79,05	774,69	16,8	81,71	62,21	23	599,7

timpi de menținere). Rezultatele maxime obținute au fost : rezistența la rupere 748,5 (N/mm²) ; limita de curgere 450,2 (N/mm²) ; alungirea 18 (%) și gîtuirea 35 (%).

Nu același lucru se poate afirma în legătură cu datele obținute în urma aplicării regimului *II* de tratament termic. Din tabelul 4 se vede că în urma tratamentului termic de îmbună-

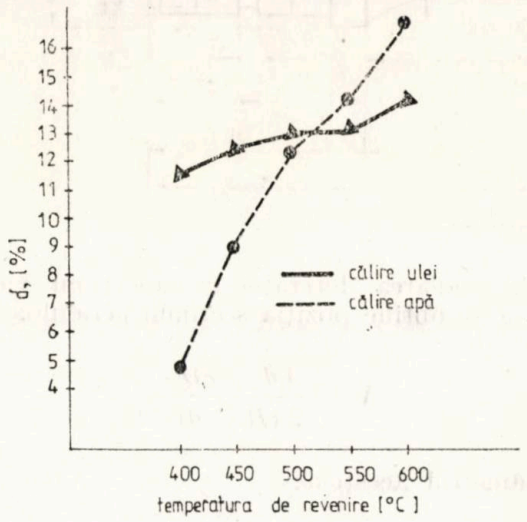


Fig. 3. Variația alungirii cu temperatura de revenire, la probe supuse regimului *II* de tratament termic

tățire, rezistența la tracțiune scade cu ridicarea temperaturii de revenire. Valori maxime s-au obținut în urma revenirii la 400°C și anume de 932,2 (N/mm²), la călirea în ulei și de 1105,44 (N/mm²), la călirea în apă. Același lucru se poate observa și din figura 2. Limita de curgere are aceeași comportare ca și rezistența la rupere.

Alungirea, după cum rezultă din tabelul 4 și figura 3, are o variație exact inversă adică se mărește pe măsură ce crește temperatura de revenire atît la călirea în apă, cît și la călirea în ulei ; în ceea ce privește gîtuirea, se poate vedea că ea prezintă un maxim la temperatura de revenire de 550°C pentru ambele feluri de căliri.

Rezultatele obținute concordă cu cele din literatura de specialitate [3] și se datoresc faptului că martensita obținută prin călire se transformă în troosită și sorbită de revenire, structuri cu duritate mai scăzută și plasticitate ridicată. Acest lucru rezultă și din tabelul 5 și figura 4.

Rezistența la rupere și limita de curgere fiind direct proporționale cu duritatea, este normal ca alura curbelor să fie aceeași. În mod diferit se va comporta alungirea, proprietate care evidențiază plasticitatea materialului.

Încercarea de reziliență s-a efectuat conform STAS 1400 — 66 pe epruvete cu crestătură în U și cu lățimea de 5 mm.

Pentru îmbătrînire cu călire în ulei rezilienta a ajuns la valoarea maximă de 8,9 (daNm/cm²), iar pentru călire în apă, la 8,69 (daNm/cm²).

Tabelul 5

Rezultatele încercărilor de duritate

Tratamentul termic aplicat după normalizare		Duritatea	
		HV	*HRC* cu sarcina 150 kgf
Călire în ulei și revenire [°C]	400	397	41
	450	390	40
	500	372,5	38
	550	351	37,5
	600	325	35
Călire în apă și revenire [°C]	400	464	45
	450	409	41,5
	500	397	41
	550	339	36
	600	316	34

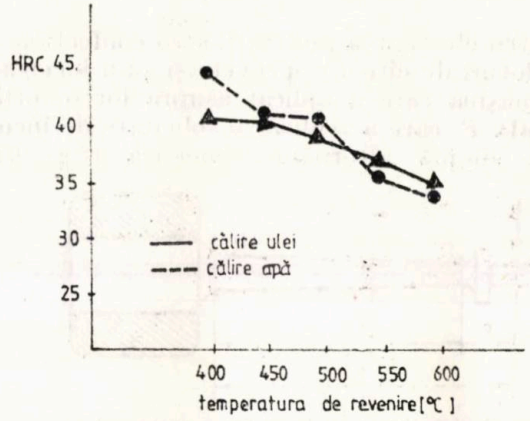


Fig. 4. Variația durității cu temperatura de revenire, la epruvete supuse regimului *II* de tratament termic

Valorile bune ale rezilienței se datoresc formării structurilor globulare de revenire, respectiv sorbitizării structurii care determină creșterea plasticității.

Pentru determinarea limitei de rezistență la oboseală [4], s-au avut în vedere caracteristicile obținute la încercarea la tracțiune, și anume s-au ales valorile rezistenței maxime și minime drept limite. Ca urmare, probele au fost tratate după următorul regim : normalizare, urmată de îmbunătățire cu revenire la 450°C (regim *A*) și respectiv la 600°C (regim *B*).

În urma revenirii la 450°C, structura obținută a fost de sorbită globulară fină, iar la 600°C, de sorbită globulară. Epruvetele au avut dimensiunile din figura 5 și s-au confecționat conform STAS 5878 — 59 după următoarea tehnologie :

— o eboșare prin strunjire ;
— o finisare prin strunjire ;
— o netezire longitudinală manuală sau mecanică cu hîrtie abrazivă sau praf abraziv.

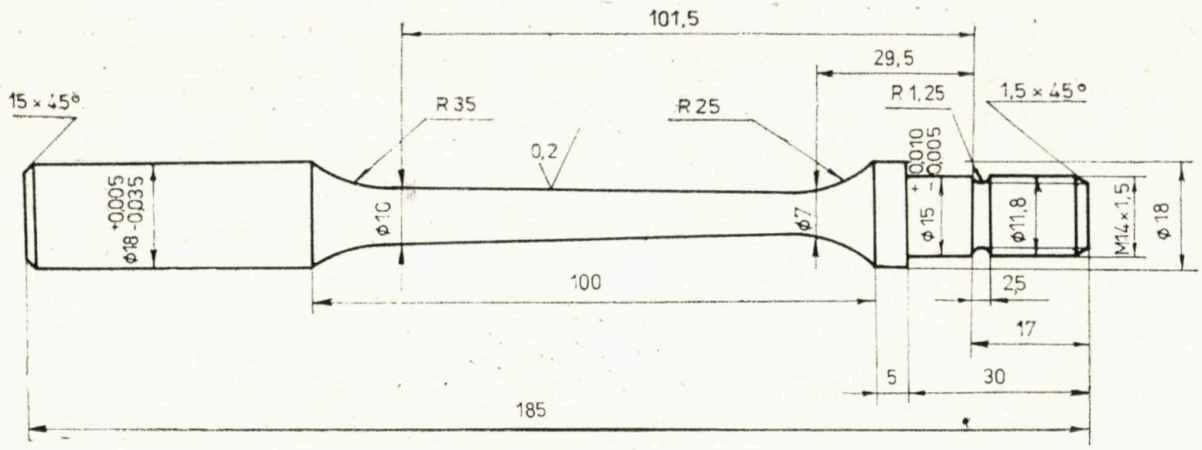


Fig. 5. Dimensiunile epruvetelor

Adaosul pentru netezire a fost cel puţin de 0,1 mm. Netezirea s-a executat în trei trepte, cu abrazive de o finețe progresivă, granulaţia finală fiind cel puţin HCS 100 (000) STAS 1581—57.

Pentru efectuarea încercării s-au confecţionat două loturi de cîte 15 epruvete şi s-au încercat la o maşină care a aplicat asupra lor o forţă verticală P, care a realizat o solicitare de încovoiere simplă alternant—simetrică (fig. 6).

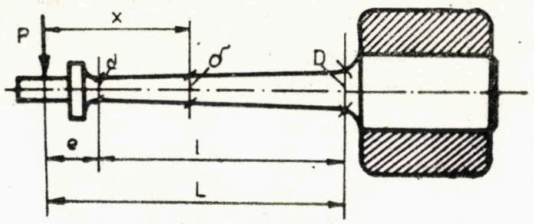


Fig. 6. Solicitarea de încercare a epruvetelor

Conicitatea epruvetelor a fost astfel aleasă, încît secţiunea periculoasă, calculată în continuare, să fie în apropierea mijlocului epruvetei, unde nu se produc concentrări de tensiuni.

Diametrul δ este o funcţie liniară de distanţa x la o secţiune transversală oarecare:

$$\delta = Ax + B$$

unde:

$$A = \frac{D - d}{l} \quad \text{şi} \quad B = \frac{Ld - eD}{l},$$

satisfăcînd astfel condiţiile:

$$\delta = d \text{ la } x = e \quad \text{şi} \quad \delta = D \text{ la } x = L$$

Tensiunea normală maximă dintr-o secţiune oarecare solicitată la încovoiere este:

$$\sigma = \frac{32\,Px}{\pi\,\delta^3} = \frac{32\,Px}{\pi\,(Ax + B)^3}$$

Prin anularea derivatei în raport cu variabila x se obţine poziţia secţiunii periculoase:

$$X = \frac{Ld - eD}{2\,(D - d)}$$

şi diametrul acesteia:

$$\delta = \frac{3}{2}\,\frac{Ld - eD}{l}$$

Aici valoarea tensiunii maxime este dată de relaţia:

$$\sigma_{max} = \frac{128}{27\,\pi} \cdot \frac{Pl^3}{(Ld - eD)^2 (D - d)}$$

Tensiunea maximă este la mijlocul porţiunii de încercare a epruvetei $\left(X = e + \frac{1}{2}\,l\right)$, adică la $\frac{D}{d} = \frac{2l + 3e}{l + e}$

Pe baza acestor relaţii s-au ales dimensiunile epruvetelor din figura 5 şi au fost calculate tensiunile maxime corespunzătoare sarcinilor de încărcare.

În urma încercărilor s-a văzut că epruvetele încărcate cu 30 kgf nu s-au rupt nici după 10^7 cicluri.

Din datele obţinute rezultă că pentru ambele categorii de epruvete rezistenţa la oboseală este se aproximativ $\sigma_{-1} = 28$ (daN/mm²) sau 280 (MPa).

De asemenea, se poate trage concluzia că valoarea temperaturii de revenire, în limitele 450 — 600°C, nu influenţează mult asupra limitei de rezistenţă la oboseală.

Concluzii

—Oţelul OT 60 poate fi folosit cu succes în construcţia autocamioanelor la piese ca: suport braţ oscilant, suport de ghidare, suportul saboţilor, fuzetă şi la alte piese care să nu aibă solicitări mai puternice ca cele arătate.

—Oţelul OT 60 poate fi utilizat cu succes ca înlocuitor al oţelurilor slab aliate de construcţie, cu condiţia ca solicitările să fie comparabile.

—Temperatura de revenire în limitele 450 — 600°C nu influenţează mult asupra limitei de rezistenţă la oboseală.

BIBLIOGRAFIE

[1] Catrinoiu, C. *Studiul călibilităţii oţelului marca OLC 45.* În: Metalurgia ,R.S.R., nr. 6, 1982.

[2] Popescu, V. şi Vitănescu, C. *Tehnologia tratamentelor termice.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1974.

[2] Munteanu, A. şi Ciobanu,I. *Tehnologia tratamentelor termice.* Îndrumar de proiectare. Ed. Universitatea din Braşov, 1980.

[4] Catrinoiu, C. şi Butaş, C. *Studiul rezistenţei la oboseală a oţelului marca OLC 45 AT, utilizat la fabricarea arborilor cotiţi pentru tractoare.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 5, 1982.

REVISTA REVISTELOR

Iz.Z.VU Ciornaia Metallurghiia, U.R.S.S., nr. 9, 1983

Accelerarea procesului de reducere a oxizilor în particule dispersate, p. 1 — Interacţiunea materialului grafitizat, dispersat, cu aluminiul şi nichelul, în fază solidă, p. 4 — Determinarea caracteristicilor termodinamice ale procesului de dizolvare a bariului în fier lichid, p. 8 — Câteva concluzii ale studierii texturii bloc a aglomeratului de minereu de fier, p. 11 — Mecanismul formării aglomeratului de minereu de fier, p. 19 — Textura bloc a aglomeratului de minereu de fier, p. 22 — Referitor la teoria texturii bloc a aglomeratelor, p. 26 — Structura bloc fa aglomeratului, p. 29 — Problema formării structurii aglomeratelor cu bazicitate mare, p. 33 — Sistem de optimizare automată a procesului de vidare prin circulaţie, p. 35 — Analiza solidificării semifabricatelor cu secţiune dreptunghiulară, în cazul turnării continue a oţelului, p. 38 — Influenţa vitezei de răcire şi a procedeelor de dezoxidare asupra compoziţiei sulfurilor în oţelurile turnate, p. 42 — Studierea interacţiunii topiturilor de zgură sintetică cu dezoxidanţii prin procedeul forţei electromottoare, p. 46 — Transferul de masă în baia lichidă a semifabricatului format continuu, p. 50 — Studierea schimbării formei în condiţiile degroşării neuniforme pe lăţime, p. 52 — Calculul parametrilor de viteză ai laminării continue a benzilor subţiri cu un nivel de întindere stabilit, p. 55 — Rezistenţa la deformare a metalului în cazul laminării la cald pe laminoarele de tablă continue, p. 59 — Studierea modificării formei benzii în focarul de deformaţie la tăierea acesteia, p. 62 — Aprecierea apariţiei formei de butoi la laminarea prin metoda moarului cu umbre, p. 65 — Perfecţionarea algoritmului comenzii vitezei de transportare a benzii în cuptoarele cu împingător, p. 68 — Determinarea tensiunilor termoelastice în cilindrul compus la asamblarea acestuia, p. 70 — Studierea structurii semifabricatelor pentru ţevi, obţinute prin metoda poansonării elicoidale, p. 73 — O nouă metodă de determinare a ştanţabilităţii materialelor din tablă, p. 76 — Calculele numerice ale funcţiei susceptilităţii statice a electronilor în metale, p. 79 — Adoptarea principiului echilibrului local pentru estimarea suprasaturaţiei prin difuzie la solidificarea aliajelor, p. 84 — Structuri metastabile în aliajele de fier şi carbon călite din starea lichidă, p. 88 — Formarea anizotropiei proprietăţilor oţelurilor la tratamentul termomecanic, p. 91 — Influenţa tratamentului termomecanic preliminar asupra adîncimii şi durităţii stratului nitrurat, p. 85 — Repartizarea deformării microneuniforme în oţelul 08IU în jurul incluziunilor, sub acţiunea presiunii, p. 97 — Influenţa fluxului asupra reducerii siliciului din topiturile de silicaţi, p. 104 — Influenţa formei camerelor de ardere de aducţie asupra structurii fluxului şi a pierderilor aerodinamice, p. 109 — Studierea cîmpurilor rapide ale jetului injectoarelor cu flacără plată, p. 112 — Aerodinamica flăcării formate din două fluxuri concentrice în flux fără sfîrşit, p. 116 — Schimbul de căldură în cuptorul cu vatră păşitoare, p. 120 — Influenţa diverşilor factori asupra aşezării optime a semifabricatelor dreptunghiulare în cuptoarele cu vatră păşitoare, p. 124 — Dependenţa temperaturii de încărcare şi a timpului de încălzire a lingourilor de durata de răcire a acestora, p. 126 — Răcirea accelerată a rulourilor din bandă de oţel, p. 128 — Condiţionarea ca procedeu de intensificare a epurării electrice a gazelor, p. 130 — Analiza procesului de reducere în cuva furnalului, p. 131 — Coordonarea activităţii oţelăriilor şi secţiilor degrosisoare, p. 132 — Modelarea regimului de lucru al distribuitorului, p. 133 — Desulfurarea fierului în cuptoarele cu arc şi plasmă cu creuzet refractar, p. 134 — Determinarea deformărilor locale la forjarea radială, p. 135 — Regimul optim de forjare cu înlocuirea axului, p. 136 — Obţinerea unor pelicule amorfe de aliaje FeW şi Fe—Cr—P—B prin procedeul de pulverizare cu laser, p. 136 — Ordonarea în timpul cristalizării în condiţiile călirii din starea lichidă, p. 137 — Sistem de ecuaţii statice pentru analiza neliniarităţii concentraţiei în dilatarea cristalului cu impurităţi, p. 138 — Rolul presiunii de ciocnire în dezvoltarea procesului de solidificare a metalelor în faza solidă, p. 139 — Studierea şi componenţa acoperirilor pe bază de vanadiu şi niobiu, cu mai multe componente, p. 140 — Determinarea coeficientului de frecare exterioară la laminarea prin metoda frînării forţate a cilindrului p. 141 — Microsegregaţia manganului, în fontele care au fost supuse tratamentului de globulizare în oală şi în forma de turnare, p. 142.

Conf. dr. ing. V. Deac
Institutul de învățămînt superior — Sibiu
Facultatea de mecanică

Unele aspecte ale optimizării consumului energetic la nitrurarea ionică

CZ : 621.311.152 : 621.785.53

Datorită unei serii de avantaje în raport cu procedeele clasice corespunzătoare, nitrurarea ionică — procedeu neconvențional de tratament termochimic — cunoaște în prezent o perioadă de intensă răspîndire în domeniul industrial.

Între avantajele procedeului, o categorie aparte o constituie cele de natură energetică, legate atît de principiul de încălzire a pieselor, cît și de viteza de desfășurare a procesului de nitrurare propriu-zisă. Cu toate acestea, instalațiile de nitrurare ionică sînt considerate, la nivel uzinal, ca mari consumatori energetici (o instalație de nitrurare ionică cu o putere instalată de 280 kVA de exemplu consumă anual o energie de 500 — 1 000 MWh, în funcție de condițiile specifice de utilizare), astfel că preocupările privind reducerea acestui consum trebuie să se constituie într-un program prioritar în orice unitate deținătoare a unei astfel de instalații.

Principalii factori care determină consumul energetic al unei instalații de nitrurare ionică sînt următorii : temperatura și durata procesului, mărimea și geometria pieselor care compun șarja și respectiv gradul de încărcare a recipientului, starea suprafeței pieselor care se introduc în recipientul de nitrurare, natura și presiunea mediului gazos utilizat și eficiența sistemului de ecranare a radiației termice (considerînd că sistemele complexe de reglare și control din dotarea instalației funcționează corect și precis).

În cele ce urmează se prezintă, succint, unele considerații privind influența factorilor amintiți asupra consumului energetic la nitrurarea ionică. Întrucît cea mai mare parte a acestor considerații au la bază cercetări experimentale efectuate pe o instalație de nitrurare ionică în amoniac disociat tip S—Ø750×4 500 mm, cu recipient vertical și cu o putere instalată de 280 kVA, exemplele și datele numerice din lucrare se referă la procese desfășurate în această instalație, cu excepția unor trimiteri bibliografice ce vor fi menționate corespunzător. Avînd însă în vedere faptul că diferite soluții constructive ale instalațiilor de nitrurare ionică au la bază aceleași principii ale procesului, se apreciază că cea mai mare parte a considerațiilor expuse sînt valabile sau pot fi adaptate fără prea mari dificultăți și pentru alte instalații de acest gen.

Temperatura și durata procesului de nitrurare sînt parametri tehnologici determinați de condițiile constructive ale piesei, cu referire specială la adîncimea și eventual duritatea stratului nitrurat. Prin valorile respective, acești parametri dețin o pondere deosebită în determinarea consumului energetic al procesului, fapt ce impune atît stabilirea la un minim necesar a adîncimii stratului nitrurat, cît și corelarea judicioasă a temperaturii și duratei de nitrurare. Importanța unei optimizări corelate a acestor factori rezultă și din examinarea figurilor 1, 2 și 3, care exemplifică rolul factorilor menționați în determinarea consumului energetic aferent procesului de nitrurare ionică.

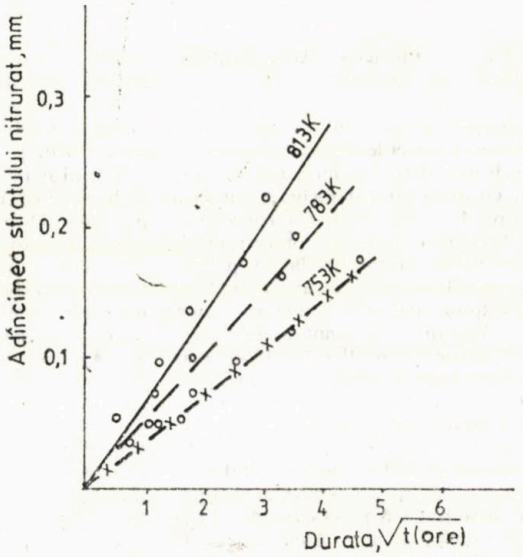


Fig. 1. Dependența adîncimii stratului nitrurat de temperatura și durata tratamentului (oțel 38 MoCrAl 09) [6]

În ceea ce privește durata procesului, în general aceasta poate fi împărțită în patru faze, după cum se prezintă și în figura 3: *1* — curățarea ionică a pieselor ; *2* — încălzirea ; *3* — nitrurarea propriu-zisă ; *4* — răcirea (în recipient și ulterior în mediul ambiant).

În prima fază a procesului are loc curățarea ionică a pieselor care compun șarja și a dispozitivului de susținere a acestora, perioadă în care descărcarea luminescentă este instabilă. Energia electrică W_1 consumată în această fază se compune din energia W_{1c} utilizată pentru curățarea propriu-zisă (în cursul acestui proces are loc și o ușoară încălzire a pieselor) și energia W_{1d} care este disipată prin efect Joule-Lenz pe un rezistor de putere, la funcționarea întrerupătorului rapid din dotarea

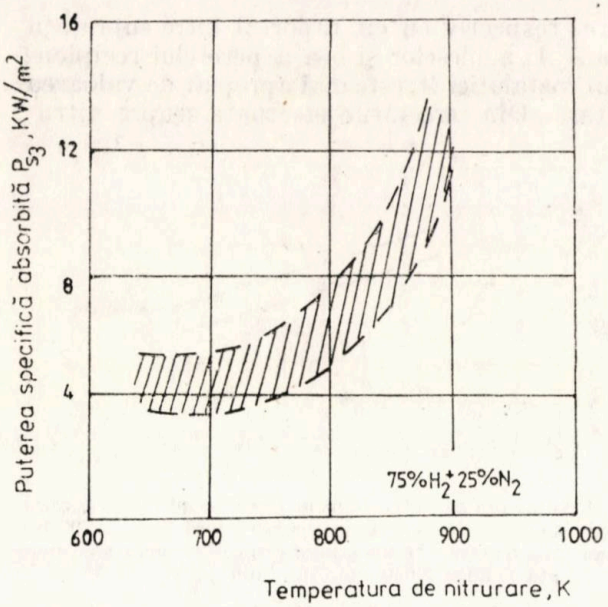


Fig. 2. Variația puterii specifice absorbite în funcție de temperatura procesului de nitrurare ionică

procesului, cu excepția unor eventuale situații în care întrerupătorul rapid intră în acțiune.

Faza a treia corespunde nitrurării propriu-zise, în cursul căreia instalația menține automat șarja în condiții constante de temperatură și presiune. Energia electrică consumată în această fază, W_3, este utilizată pentru nitrurarea ionică a pieselor și pentru compensarea pierderilor de energie termică ale instalației.

În faza a patra, șarja se răcește în recipient pînă la cca 500 K după care, de regulă, se scoate din recipient și se răcește la temperatura mediului ambiant.

Deoarece la terminarea fazei a treia instalația electrică de forță este declanșată automat, faza a patra nu prezintă importanță practică în determinarea consumului energetic:

$$W_4 = 0 \qquad (2)$$

Se menționează că pe durata întregului proces există și un consum propriu al aparaturii de reglare și control (W_c), precum și un consum

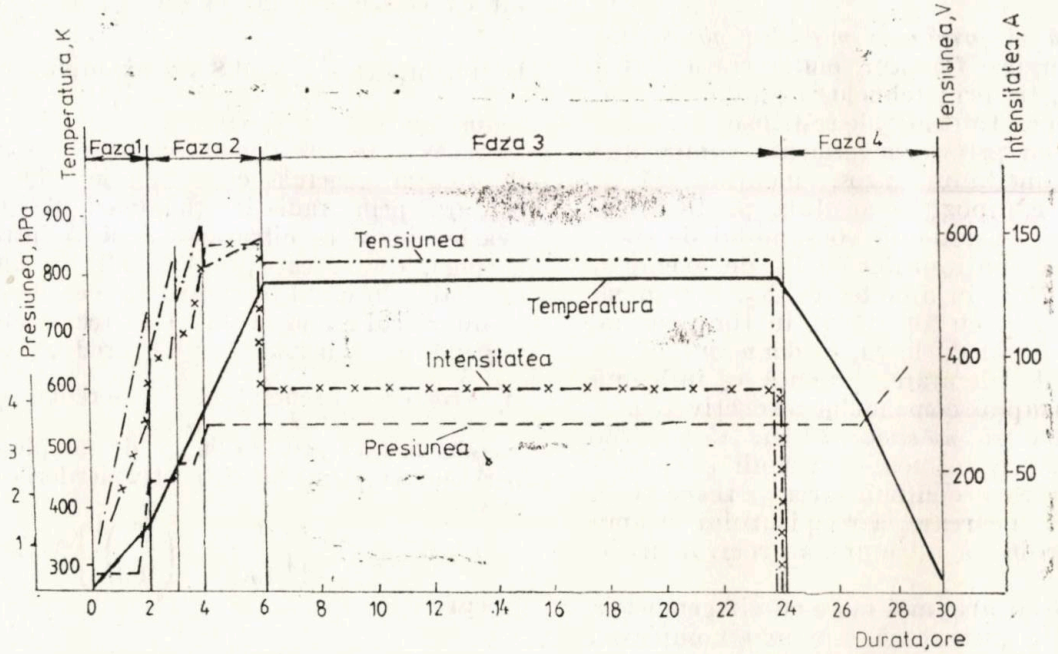


Fig. 3. Variația principalilor parametri ai procesului la nitrurarea ionică în amoniac disociat a unor cilindri Ø 100 × 45 × 922 mm din oțel 38MoCrAl 09.

instalației, solicitat frecvent în această fază la apariția descărcărilor în arc:

$$W_1 = W_{1c} + W_{1d} \qquad (1)$$

În cea de a doua fază se produce încălzirea propriu-zisă: descărcarea luminescentă devine stabilă și valorile tensiunii și curentului cresc, urmate de creșterea corespunzătoare a temperaturii. Energia electrică consumată W_2 se înregistrează aproape integral pe diagrama

al pompei de vid și al generatorului de gaze (W_p).

Notînd cu W valoarea energiei electrice totale consumate de instalație în cursul ciclului de nitrurare,

$$W = W_1 + W_2 + W_3 + W_c + W_p \qquad (3)$$

Deoarece valorile consumurilor W_c și W_p sînt relativ reduse (2 — 6%) în raport cu energia consumată pentru tratamentul propriu-zis, iar W_1 și W_2 corespund unor faze de pregătire a procesului de nitrurare propriu-zisă

(asupra consumului aferent fazelor *1* și *2* se va reveni în cele ce urmează), se consideră că determinarea valorilor W și W_3 permite formarea unei imagini suficient de exacte asupra energiei consumate în procesul de nitrurare.

Determinări efectuate de autor la nitrurarea ionică a diferitelor piese din construcția de mașini — după cicluri similare celui prezentat de figura 3 — au arătat că faza de nitrurare propriu-zisă (faza *3*) deține o pondere deosebită în consumul energetic total al procesului:

$$W_3 = (0{,}85 - 0{,}93)W \qquad (4)$$

Puterea absorbită în faza *3* pe unitatea de suprafață a piesei nitrurate (puterea specifică $P_{s,3}$) s-a situat în general în intervalul 3 100 — — 7 500 W/m², ceea ce corespunde informațiilor oferite de literatura de specialitate pentru piese și cicluri de nitrurare similare [3] — [5].

Se menționează că, în cazul unor cicluri de nitrurare cu o durată mai redusă, consumul energetic aferent fazei *3* înregistrează valori corespunzătoare, a căror pondere în consumul total poate fi mult mai redusă decît cea prezentată.

Compoziția și presiunea mediului gazos sînt de regulă impuse fie prin soluția constructivă a instalației, fie prin tehnologia adoptată pentru tratament. Informațiile restrînse, existente în domeniu cu privire la influența compoziției și presiunii mediului gazos, menționează că modificarea compoziției acestuia poate determina variații sensibile ale consumului de energie (creșterea conținutului de H_2 de exemplu, de la 15 la 75% în amestec cu N_2, determină o creștere a $P_{s,3}$ cu 10—15%), în timp ce modificarea presiunii de lucru, în domeniul admis de procesul de nitrurare, prezintă o influență neglijabilă asupra consumului respectiv [3].

Componența și mărimea șarjei. Cercetările efectuate asupra influenței mărimii și geometriei pieselor care compun șarja și respectiv a gradului de încărcare a recipientului asupra puterii absorbite la nitrurare, au relevat următoarele:

— $P_{s,3}$ este cu atît mai mare cu cît geometria pieselor ce se nitrurează este mai complexă; nitrurarea ionică a unor axe melcate Ø60 × ×2 020 mm, executate din oțel 38MoCrAl 09 de exemplu, a necesitat — la încărcări similare ale recipientului de nitrurare — $P_{s,3}$ mai mari cu pînă la 15% decît în cazul nitrurării unor piese cu aceleași dimensiuni, dar avînd o geometrie relativ simplă, de tipul cilindrilor (fig. 4). Această creștere a fost determinată de necesitatea modificării parametrilor electrici de lucru în vederea asigurării descărcării luminescente anormale pe întreaga suprafață a pieselor (pentru „urmărirea întregului contur") fără a-i putea da, în actualul stadiu de cunoaștere a problemei, o explicație satisfăcătoare;

— $P_{s,3}$ este cu atît mai redusă cu cît suprafața totală a pieselor ce se nitrurează este mai mare, respectiv cu cît raportul între suprafața totală A_p a pieselor și cea a peretelui recipientului instalației A_r este mai apropiat de valoarea unitară. Din cercetările efectuate asupra nitrurării în șarje de mărimi diferite a unor cilindri Ø60 × 1 858 mm din oțel 38MoCrAl09 a rezultat că la trecerea de la un raport $\frac{A_p}{A_r} = 0{,}5$ la un raport $\frac{A_p}{A_r} = 0{,}8$ de exemplu, $P_{s,3}$ s-a redus cu cca 16% (fig. 4).

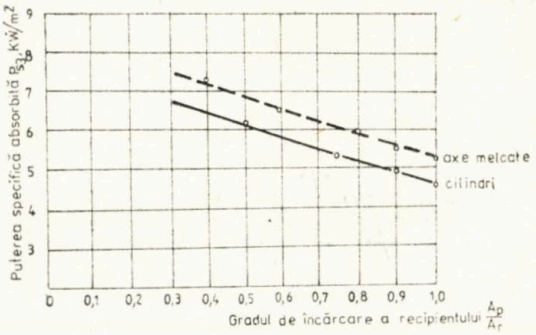


Fig. 4. Influența gradului de încărcare a recipientului asupra puterii specifice absorbite la nitrurarea ionică (faza *3*, 793 K) a unor cilindri Ø 60 × 1 858 mm și respectiv a unor axe melcate Ø 60 × 2 020 mm, din oțel 38MoCrAl 09

Această ultimă constatare este susținută și de relația generală care descrie schimbul de căldură prin radiație (fenomen de transfer cvasiexclusiv la nitrurarea ionică) între două corpuri, dintre care unul se află în interiorul celuilalt — în cazul nitrurării ionice, piesa aflată în interiorul recipientului. Deoarece coeficientul mutual de emisivitate $e_{p,r}$ își reduce valoarea cu creșterea raportului $\frac{A_p}{A_r}$, se reduce și fluxul termic unitar prin radiație de la piese către peretele recipientului, respectiv pierderile termice aferente:

$$q_{p,r} = e_{p,r} \cdot C_0 \left[\left(\frac{T_p}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_r}{100} \right)^4 \right] \text{ W/m}^2 \qquad (5)$$

în care:

$$e_{p,r} = \frac{1}{\frac{1}{e_p} + \frac{A_p}{A_r}\left(\frac{1}{e_r} - 1 \right)} \qquad (6)$$

$q_{p,r}$ fiind fluxul termic unitar transmis prin radiație de la piesă către peretele recipientului;

$e_{p,r}$ — coeficientul mutual de emisivitate între suprafața piesei și cea a peretelui recipientului;

C_0 — coeficientul de radiație al corpului negru;

T_p și T_r — temperatura piesei și respectiv cea a peretelui recipientului (K);

e_p și e_r — coeficientul de emisivitate al suprafeței piesei și respectiv al peretelui recipientului.

Din cele prezentate rezultă că, din punct de vedere energetic cel puţin, trebuie privită cu neîncredere afirmaţia—des întîlnită în literatura de specialitate şi în prospectele diferiţilor furnizori—conform căreia „procesul de nitrurare ionică nu este influenţat de mărimea piesei sau cea a recipientului".

Starea suprafeţei pieselor care se nitrurează influenţează consumul energetic W_1 aferent fazei de curăţare ionică (faza *1*, fig. 2) şi, implicit, consumul total al procesului. În funcţie de starea suprafeţelor respective, această fază durează de la cîteva zeci de minute la cîteva ore, revenindu-i 2 — 10% din consumul total (în cazul tratamentelor de scurtă durată, consumul energetic aferent acestei faze poate creşte însă la proporţii considerabile), ceea ce impune ca aceste suprafeţe să fie în prealabil perfect degresate, iar în cazul pieselor cu o rugozitate accentuată sau a celor parţial oxidate această operaţie să fie completată de o sablare fină.

Prin manifestarea unei maxime exigenţe în curăţarea şi manipularea pieselor, faza de curăţare ionică poate fi redusă substanţial ca durată, cu efectul favorabil respectiv în consumul energetic al procesului. Pentru evitarea oxidării şi diminuarea depunerilor de microparticule din mediul înconjurător, se recomandă ca procesul de curăţare prealabilă—înţelegînd prin aceasta ansamblul de operaţii de natură mecanică şi chimică cu acest scop, premergătoare nitrurării ionice—să se efectueze cu cel mult 1 — 2 h înainte de introducerea pieselor în recipient.

În încheierea acestei referiri, se menţionează că soluţii constructive adoptate recent [7] vizează o reducere considerabilă a duratelor aferente fazei de curăţare ionică şi a celei de încălzire (faza *1* şi respectiv *2*), prin comasarea acestora într-o singură fază în cursul căreia şarja este încălzită prin convecţie într-un gaz neutru care este înlocuit—la atingerea temperaturii stabilite pentru nitrurare—prin mediul gazos prevăzut pentru nitrurarea ionică propriu-zisă.

Eficienţa sistemului de ecranare a radiaţiei termice. Deoarece procesele de nitrurare ionică se desfăşoară în general la temperaturi sub 825 K şi practic în vid primar, transferul de căldură de la piesele ce se nitrurează la peretele recipientului este prin excelenţă de natură radiantă. Acest fapt a determinat ca majoritatea constructorilor să intercaleze între şarjă şi peretele recipientului—şi cît mai aproape de acesta din urmă, pentru a oferi un spaţiu util maxim—un ecran metalic de tip închis, de grosime relativ mică, în vederea diminuării pierderilor termice corespunzătoare transferului menţionat. Fără un astfel de ecran, confecţionat de regulă pentru a asigura o valoare e = cca 0,4 la temperatura de nitrurare, acest transfer ar creşte foarte mult: de exemplu, calculele aferente instalaţiei *S* Ø750×4 500 mm pentru un proces desfăşurat la temperatura de 798 K şi un grad de încărcare a recipientului $\frac{A_p}{A_r} = 0{,}75$ indică, în absenţa unui ecran contra radiaţiei, un flux termic unitar:

$$q_{p,r} = 6\,500 \text{ W/m}^2, \qquad (7)$$

care ar majora cu cca 50% unele consumuri înregistrate în prezent în instalaţia dotată cu ecranare termică.

Considerînd însă că valoarea transferului de căldură de la piese la peretele recipientului rămîne relativ ridicată chiar în cazul existenţei unui ecran contra radiaţiei termice—pierderile termice putînd să ajungă totuşi la valori de pînă la $(0{,}5 — 0{,}6)P_{s,3}$—se poate pune problema unei ecranări suplimentare, de exemplu prin introducerea, la o mică distanţă de primul ecran, a unui al doilea ecran, de tip închis, avînd un coeficient de emisivitate similar cu cel al primului ecran.

Un calcul al fluxului termic unitar al transferului de căldură de la piese la peretele recipientului—prin intermediul celor două ecrane prevăzute—arată că dublarea sistemului de ecranare, în condiţiile prezentate, determină o reducere cu aproape 50% a transferului de căldură corespunzător soluţiei constructive cu un singur ecran, ceea ce diminuează $P_{s,3}$ la valori de 3 000 — 4 200 W/m² (fig. 5).

Deşi soluţia unor ecranări suplimentare este deosebit de atractivă din punct de vedere al eficienţei în reducerea consumului energetic al instalaţiilor de nitrurare ionică, numărul ecranelor poate fi limitat nu numai de considerente constructive (spaţiu util ş.a.) dar şi fenomenologice. Necesitatea asigurării unui echilibru optimal între parametrii care determină un proces de nitrurare stabil şi corect din punct de vedere metalurgic, pe de o parte, şi o economie maximă de energie, pe de altă parte, impune ca eventualele modificări constructive ale recipientelor de nitrurare ionică—în sensul unor ecranări suplimentare—să fie experimentate cu supravegherea permanentă şi competentă a instalaţiilor respective (mai ales dacă acestea nu dispun de niveluri prea ridicate de automatizare), deoarece modificarea condiţiilor termice în recipient poate influenţa în mod nedorit desfăşurarea şi stabilitatea unor fenomene caracteristice procesului.

O soluţie relativ simplă dar deosebit de eficientă în reducerea consumului energetic al instalaţiilor de nitrurare ionică o constituie şi ajustarea spaţiului activ al recipientului la dimensiunile şarjei. Acest lucru se poate realiza uneori cu mijloace simple, cum ar fi, de exemplu, în cazul recipientelor verticale de

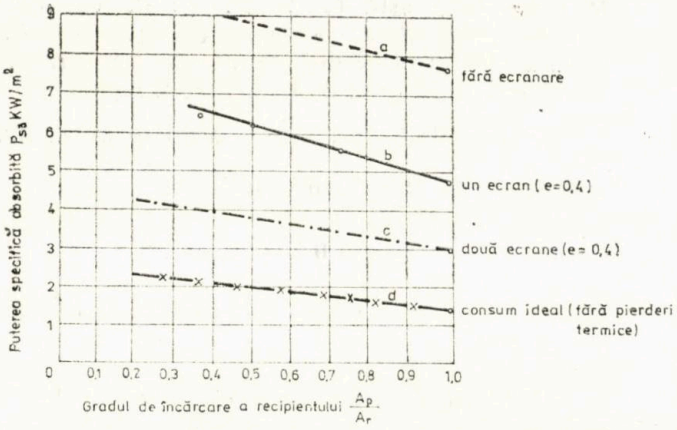


Fig. 5. Eficienţa sistemului de ecranare a radiaţiei termice la nitrurarea ionică în instalaţia S 750 × 4 500 :
b – valori experimentale ; *a*, *c*, şi *d* – valori relative calculate

Revenind la problema eficienţei sistemului de ecranare a radiaţiei termice, se menţionează importanţa deosebită ce trebuie acordată menţinerii permanente a suprafeţelor de ecranare într-o stare de perfectă curăţenie. Datorită fenomenelor care au loc în recipient în cursul nitrurării ionice şi în care sînt antrenate şi eventualele particule metalice provenite din prelucrările mecanice anterioare şi impurităţile de pe suprafaţa pieselor sau cele preexistente pe dispozitive şi în recipient, pe ecrane pot să apară în timp depuneri persistente (fig. 6) formate din fracţiuni de aşchii metalice şi pulberi metalice amorfe foarte fine, amestecate cu elemente nemetalice (fig. 7). Neglijat deseori, acest aspect este totuşi foarte important, deoarece „înnegrirea" ecranelor prin depuneri majo-

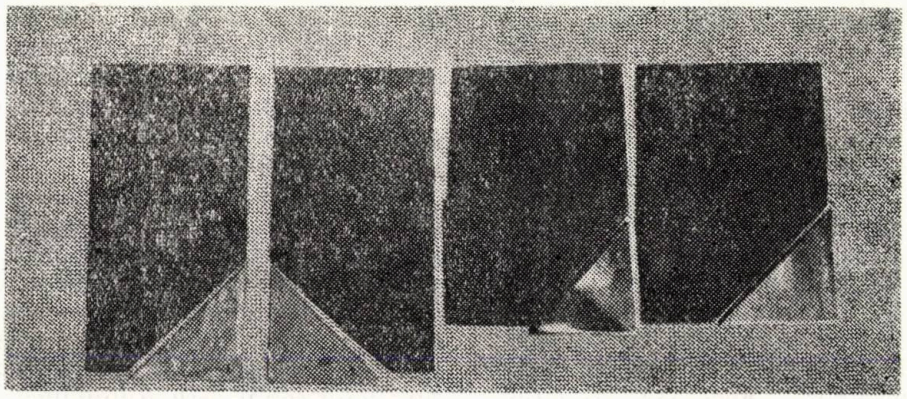


Fig. 6. Modificarea stării suprafeţelor de ecranare termică prin depuneri, după 220 h de nitrurare ionică (determinări experimentale asupra unor plăci din oţel carbon cu pregătiri diferenţiate ale suprafeţelor)

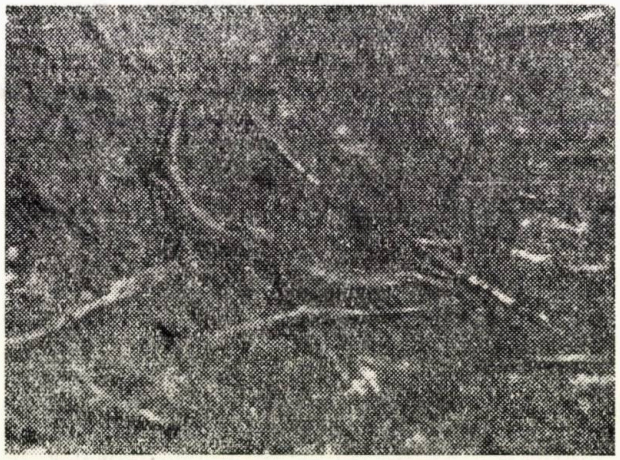


Fig. 7. Depuneri pe suprafaţa ecranului la nitrurarea ionică în amoniac disociat (100 : 1)

mari dimensiuni, limitarea lungimii utile a acestora la lungimea pieselor ce se nitrurează : un disc metalic mobil avînd diametrul corespunzător interiorului recipientului şi aceeaşi polaritate electrică cu peretele acestuia face practic inactivă porţiunea din recipient ce depăşeşte pe cea a pieselor.

rează coeficientul de emisivitate al acestora la cca 0,8, astfel că pierderile de căldură prin transfer către peretele recipientului ajung la valori de aproape două ori mai mari decît în cazul unui ecran „curat". Întrucît aceasta conduce la majorări cu pînă la 50 % a puterii absorbite de instalaţie în cursul nitrurării ionice, se impune ca sistemul de ecranare să fie curăţat periodic (după 10 — 20 cicluri de nitrurare, după caz) în vederea redării capacităţii emisive iniţiale.

Concluzii

Consumul energetic la nitrurarea ionică poate fi substanţial diminuat prin luarea în considerare a unor măsuri cu caracter tehnologic, constructiv sau de exploatare, între care se menţionează :

- stabilirea „economică" a condiţiilor tehnice impuse stratului nitrurat prin documentaţia de execuţie şi respectiv corelarea judicioasă a temperaturii şi duratei procesului de nitrurare ;
- manifestarea unei exigenţe maxime în operaţiile de curăţare prealabilă şi în mani-

pularea ulterioară a pieselor destinate nitrurării;
- curățarea periodică a sistemului de ecranare (la fiecare 10 — 20 cicluri de nitrurare, după caz), în vederea redării capacității emisive inițiale;
- efectuarea tratamentelor de nitrurare ionică la un grad de încărcare a recipientului cît mai ridicat (raportul A_p/A_r să fie cît mai apropiat de unitate);
- adoptarea unor soluții constructive bazate pe ecranări suplimentare contra radiației termice, prin ecrane metalice de tip închis, avînd coeficientul de emisivitate de max. 0,4 la temperatura de nitrurare;
- ajustarea spațiului activ al recipientului la dimensiunile șarjei.

Se apreciază că aplicarea măsurilor menționate poate contribui la diminuarea cu 30 — 60% a consumului energetic înregistrat curent la nitrurarea ionică, ceea ce, la o instalație de mărime medie de exemplu, poate reprezenta o reducere a consumului anual cu 100 — 200 MWh, în funcție de puterea instalată și condițiile specifice de utilizare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Deac, V. *Considerații privind rolul ecranării termice în reducerea consumului energetic al instalațiilor de nitrurare ionică.* Sesiunea de comunicări științifice a Institutului politehnic — Iași, aprilie, 1983.

[2] Deac, V. și Limbășan, M. *Influența componenței și mărimii șarjei asupra consumului energetic la nitrurarea ionică.* Simpozionul Universității din Galați, vol. IV, aprilie, 1983, p. 199—204.

[3] Marciniak, A. și Karpinski, T. *Comparative Studies on Energy Consumption in Installations for Ion and Gas Nitriding.* În: Industrial Heating, S.U.A., aprilie, 1980, p. 42—44.

[4] Hister, G. *Les traitements thermochimiques de surface par bombardement ionique à haute intensité, facteurs d'économie et de matière.* În: Traitement thermique, Franța, nr. 148, 1980, p. 83—85.

[5] Schweer, B. și Edenhofer, B. *Ionitrieren — Anlagen und Anwendungsgebiete.* În: Elektrowärme International, R.F.G., nr. 34, 1976, p. 298—305.

[6] * * * *Prospecte ale instalațiilor de nitrurare în plasmă NITRION 10 și NITRION 30.* Metalotehnica, Tg. Mureș, 1981.

[7] Collignon, P. *Adaptation des traitements ioniques dans les fours sous vide pour de nouvelles applications.* În: Traitement thermique, Franța, număr special, dec., 1981, p. 47—52.

REVISTA REVISTELOR

Stal, U.R.S.S., nr. 8, 1983

Elaborarea oțelului anticorosiv cu conținut foarte scăzut de carbon, pentru utilajele din industria de îngrășăminte minerale, p. 5 — Oțel din trei straturi pentru cormanele de plug, p. 8 — Îmbunătățirea calității oțelurilor pentru rulmenți și de scule destinate construcției de mașini agricole, p. 9 — Îmbunătățirea caracteristicilor de exploatare ale agregatelor agricole, p. 10 — Profile economice laminate pentru mașini agricole, p. 12 — Experiența asimilării producției de tablă subțire cromată pentru industria conservelor, p. 15 — Producția de profile periodice pentru brăzdarul 142—570 D pe laminorul 450, p. 18 — Particularitățile producției de țevi pentru industria de îngrășăminte minerale, p. 20 — Producția de oțel calibrat și căile de utilizare rațională a acestuia în tehnica agrară, p. 23 — Asimilarea producției de plase din sîrmă inoxidabilă pentru complexele de morărit, p. 25 — Fabricarea cablurilor metalice care nu se desrăsucesc pentru benzile transportoare în tehnica agrară, p. 25 — Perfecționarea tehnologiei de fabricație a sîrmei de arcuri pentru supape, p. 27 — Asimilarea tehnologiei de recoacere continuă a tablei subțiri pentru ambalajele de conserve, p. 28 — Utilizarea zgurelor siderurgice ca îngrășămînt, p. 30 — Obținerea peletelor disociate din concentratul de Kacikanarsk, p. 32 — Rezistența cuvelor furnalelor, p. 34 — Elaborarea fierului tehnic pur în convertizorul de 140 t, cu fund poros, p. 38 — Utilizarea gazliftului la afinarea fontei, p. 39 — Influența parametrilor tehnologici ai producției asupra calității semifabricatelor pentru țevi din oțel de convertizor, p. 41 — Răcirea semifabricatelor cu secțiune dreptunghiulară pe mașina de turnare continuă a semifabricatelor, p. 42 — Controlul automat al temperaturii metalului lichid, cu utilizarea traductoarelor imersate, p. 45 — Formarea urșilor pe lăncile convertizoarelor cu insuflare pe sus, p. 47 — Elaborarea unui nou sortiment de oțel 09G2S prin procedeul REZ, p. 47 — Asimilarea laminării la rece și a dresării benzilor înguste cu dezechilibrarea cilindrilor, p. 48 — Asimilarea laminării oțelurilor greu deformabile, p. 52 — Optimizarea fabricării lingourilor și tăierea semifabricatelor în secția degrosisoare, p. 54 — Asimilarea tehnologiei de îndreptare a profilului dublu cu tălpi late pe laminorul universal pentru grinzi, p. 58 — O nouă cajă cu trei cilindri a laminorului netezitor, p. 60 — Modificarea incluziunilor nemetalice în oțelul 17GS, p. 63 — Proprietățile tablei groase laminate după diverse regimuri de laminare și după tratament termic, p. 67 — Tratamentul termomecanic de înmuiere a oțelurilor pentru rulmenți și de scule, p. 70 — Optimizarea atmosferelor de protecție pentru tratamentul termic al oțelurilor anticorosive, p. 71 — Optimizarea călibilității oțelului 25GHT prin corectarea compoziției chimice, p. 72—Tratamentul termic al barelor din oțel calibrat 12H25N16G7AR, p. 74 — Influența tratamentului termic prealabil asupra plasticității sîrmei laminate, p. 76 — Obținerea concentratului metalizat de molibden din încărcătură brichetată și utilizarea lui la elaborarea oțelului, p. 79 — Elaborarea unor normative privind desfășurarea proceselor, p. 82 — Perfecționarea construcției regeneratoarelor cuptoarelor adînci de încălzire, p. 84 — Perfecționarea construcțiilor de sprijin, cu role, ale cuptoarelor inelare, p. 85 — Închizătoare de gaz la ferestrele de încărcare ale cuptoarelor cu role, p. 86 — Funcționarea cuptoarelor adînci de încălzire de construcție perfecționată, p. 88.

Aspecte teoretice și practice ale cineticii proceselor de adsorbție și difuzie

Conf. dr. ing. E. Florian,
dr. ing. M. Cojocaru
Institutul politehnic — București
ing. S. Popescu
Institutul de cercetări și proiectări energetice

CZ : 621.794/.795

Caracteristicile fizico-mecanice ale straturilor cementate sînt determinate în mod hotărîtor de distribuția elementului care constituie obiectul procesului, pe adîncimea de cementare, distribuție care la rîndul ei este determinată de valorile parametrilor termodinamici (potențialul termodinamic) și cinetici (constantele vitezelor de adsorbție, K și difuzie, D) la temperatura respectivă [1].

Astfel, pentru valori ale concentrației de echilibru corespunzătoare potențialului termodinamic inferioare concentrației de saturație a elementului în soluția solidă, procesul se desfășoară în domeniul soluției solide, distribuția elementului pe adîncimea stratului fiind dependentă de valorile raportului K/D (fig. 1).

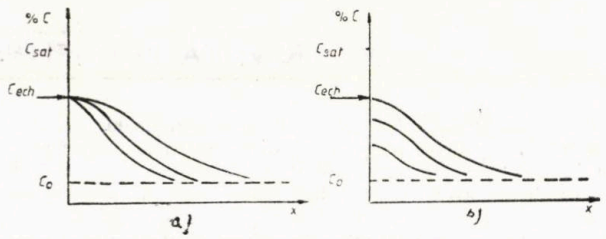


Fig. 1. Curbele de distribuție a elementului de cementare pe adîncimea stratului pentru $C_{ech}C < _{sat}$ și diferite valori ale raportului K/D :
a — K/D mare ; b — K/D mic ($t_1 < t_2 < t_3$)

La valori ale concentrației de echilibru corespunzătoare potențialului termodinamic, superioare concentrației de saturație a carbonului în soluția solidă, sînt create, din punct de vedere termodinamic, condiții de formare a compușilor în stratul superficial. În funcție de natura atomilor care interacționează, de domeniul de concentrații în care acești compuși se află pe diagrama de echilibru, morfologia lor este diferită : strat compact sau zone discontinue situate de preferință la limita cristalelor de soluție solidă (fig. 2).

Pe baza acestor considerații se poate aprecia că pentru aceleași valori ale parametrilor termici și temporali creșterea potențialului de cementare peste limita de saturație asigură viteze superioare de cementare, deci grosimi mai mari ale stratului. Rezultatele experimentale privind carburarea oțelurilor aliate (fig. 3) au confirmat această concluzie, cu precizarea că morfologia carburilor formate în timpul carburării a fost corespunzătoare situației b din figura 2. Durităților scăzute în zona superficială a stratului din figura 3, c se datoresc prezenței austenitei reziduale.

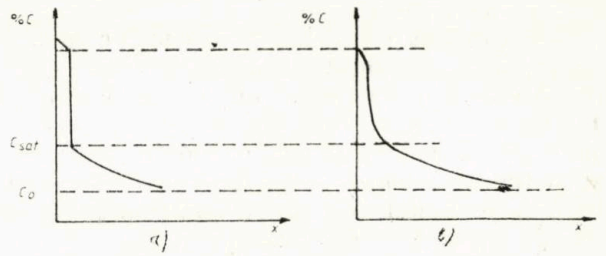


Fig. 2. Curbele de distribuție a elementului de cementare pe adîncimea stratului pentru $C_{ech} > C_{sat}$:
a — zonă compactă de compuși ; b — compuși formați la limita cristalelor de soluție solidă

Verificarea experimentală a rezultatelor prezentate schematic în figura 2, a s-a efectuat în cazul nitrurării lucrîndu-se cu amestecuri NH_3 + + Ar, care asigură potențiale diferite de azot ale atmosferei. După cum rezultă din figura 4, adîncimea totală a stratului crește cu scăderea zonei de compuși, căpătînd valori maxime pentru cazul în care zona de compuși a dispărut. Scăderea în continuare a zonei de difuzie se datorește micșorării potențialului termodinamic al atmosferei sub limita de saturație. Este evident că rezultatele experimentale obținute, confirmate și de [2], sînt în neconcordanță cu considerațiile teoretice prezentate la început, care presupun menținerea constantă a grosimii stratului de difuzie în funcție de adaosurile de argon din atmosferă și micșorarea acestuia la dispariția zonei de compuși.

O altă anomalie s-a constatat în ceea ce privește influența vaporilor de apă asupra cineticii adsorbției carbonului de către austenita oțelurilor în timpul carburării sau carbonitrurării. În tabelul 1 sînt prezentate rezultatele determinărilor efectuate de diverși autori privind valorile constantelor vitezelor de adsorbție a carbonului în austenită la 920°C.

Se constată o influență deosebit de favorabilă a vaporilor de apă asupra adsorbției carbonului ; prezența umidității în atmosfera de carburare crește cu cca 2 ordine de mărime viteza de reacție. Anomalia provine din faptul că vaporii de apă manifestă o cunoscută

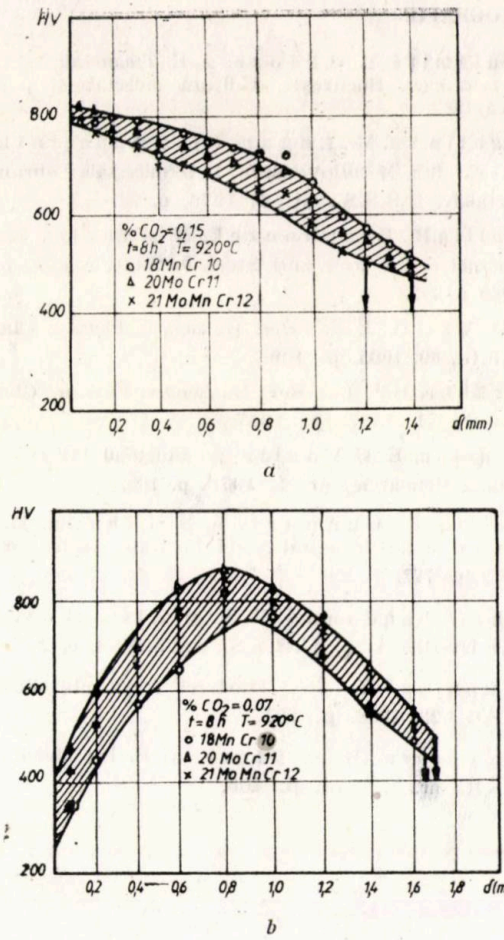


Fig. 3. Distribuţia durităţii pe adîncimea de carburare a trei oţeluri aliate, carburate în endogaz cu adaosuri de gaz natural, fără carburi în stratul superficial (*a*), şi cu formarea carburilor (*b*)

Tabelul 1

Valorile constantelor vitezelor de adsorbţie a carbonului în austenită

Atmosfera	Reacţia	K la 920°C, cm/s	Lucrarea
CH_4-uscat	$CH_4 \rightleftarrows C_{(\gamma)} + 2H_2$	$1,79 \times 10^{-7}$	[3], [4]
CO-uscat	$2CO \rightleftarrows C_{(\gamma)} + CO_2$	$0,54 = 10^{-7}$	[5]
CH_4-umed	$CH_4 \rightleftarrows C_{(\gamma)} + 2H_2$	$0,38 \times 10^{-5}$	[6]
endogaz	—	$(0,5-3) \times 10^{-5}$	[6]–[9]
	—	≈ 0	
H_2-umed (decarburare)	$C_{(\gamma)} + 2H_2 = CH_4$	$(0,5-1) \times 10^{-5}$	

acţiune decarburantă, ceea ce impune o nouă reprezentare a mecanismului acestei influenţe.

Explicarea fenomenelor prezentate poate fi făcută apelînd la mecanismul ionic de adsorbţie propus de autori în lucrări anterioare [10]. Conform acestui mecanism, molecula componentului gazos care conţine elementul activ de cementare este ionizată negativ prin cioc-nirea acestuia de electroni rezultaţi în urma emisiei termoelectronice din suprafaţa pro-

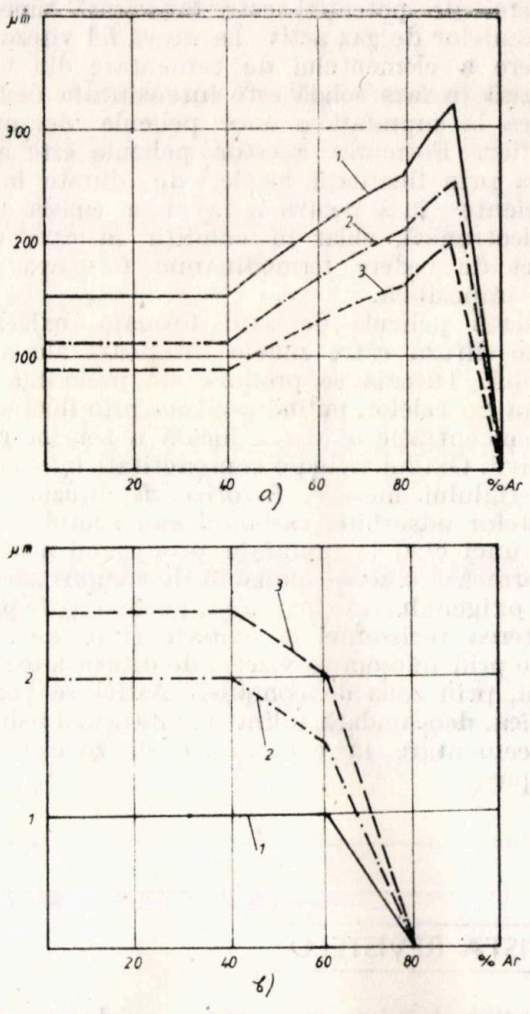


Fig. 4. Dependenţa grosimii totale a stratului nitrurat (*a*) şi a zonei de compuşi ($\varepsilon + \gamma'$) (*b*) la nitrurarea oţelurilor 38MoCrAl09, (*3*), 40Cr10 (*2*), fier Armco (*1*) de adaosurile de argon

dusului metalic. Emisia termoelectronică este posibilă atunci cînd energia electronului la interfaţa gaz-metal depăşeşte valoarea barierei de potenţial. Calculele efectuate [10] au arătat că această valoare critică este micşorată atunci cînd produsul feros este acoperit cu o peliculă foarte subţire de oxid (în acest caz la temperaturi cuprinse între 500 şi 600°C, temperaturi curente utilizate în vederea nitrurării, energia minimă pentru ruperea electronului este de 3 eV).

Pornind de la aceste consideraţii, se poate aprecia influenţa favorabilă a umidităţii asupra adsorbţiei carbonului şi azotului în austenită sau ferită. Prezenţa vaporilor de apă în atmosfera de cementare creează prin interacţiune cu suprafaţa produsului, în funcţie de temperatură şi concentraţie, unul din oxizii fierului (cercetările efectuate de autori, prin difracţie cu raze X, au arătat formarea peliculelor de Fe_3O_4, în cazul nitrurării şi Fe_3O_4, eventual FeO în cazul carburării), prin care reducîndu-se valoarea

barierei de potențial este favorizată ruperea moleculelor de gaz activ. În acest fel viteza de trecere a elementului de cementare din faza gazoasă în faza solidă este intensificată de formarea la suprafață a unor pelicule de oxid de fier. Formarea acestor pelicule este posibilă prin fluctuații locale, de durate mici, suficiente însă pentru a favoriza emisia termoelectronică, chiar în condiții în care din punct de vedere termodinamic formarea lor este imposibilă.

Odată pelicula de oxid formată, oxigenul poate difuza către zonele interioare ale produsului. Difuzia se produce de preferință la limita cristalelor, putînd produce prin fluctuații de concentrație oxidarea locală a zonelor respective. Oxidul, avînd o compactitate inferioară materialului metalic, favorizează difuzia elementelor adsorbite, carbonul sau azotul.

Atunci cînd la suprafața produsului metalic se formează o zonă compactă de compus „accesul" oxigenului este îngreuiat, pe de o parte prin creșterea rezistenței la oxidare și pe de altă parte prin micșorarea vizezei de difuzie a oxigenului, prin zona de compus. Astfel se poate explica, deocamdată, calitativ, viteza mai redusă de cementare în cazul formării zonelor de compuși.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dulămiță, T. și Florian, E. *Tratamente termice și termochimice*. București, Editura didactică și pedagogică, 1982.

[2] Lahtin, Iu. M., Cogan, I. D. și Sapocinikov, V. N. În: Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, U.R.S.S., nr. 6, 1976, p. 52.

[3] Collin, R., Brachaczek, M. și Thulin, D. În: Journal of the Iron and Steel Institute, Anglia, nr. 8, 1969 p. 1122.

[4] Gräbke, H. J. În: Ber. Bunsenges. Phys. u. Chemie, R.F.G., 69, 1965, p. 409.

[5] Gräbke, H.J. În: Ber. Bunsenges. Phys. u. Chemie, R.F.G., 71, 1967, p. 1067.

[6] Florian, E. și Vasile T. Buletinul I.P.B.—seria Chimie-Metalurgie, nr. 1, 1978, p. 105.

[7] Collin, R., Gunnarson, S. și Thulin, D. În: Journal of the Iron and Steel Institute, Anglia, nr. 10, 1972, p. 777.

[8] Ghiulihandanov, E. L. și Kislenkov, V.V. În: Izvestiia A.N., U.R.S.S., nr. 5, 1974, p. 217.

[9] Wünning, Y. În: Härterei Techn. Mitteilungen, R.F.G., 23, 1968, p. 101.

[10] Cojocaru, M. și Florian, E. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 7, 1978, p. 406.

REVISTA REVISTELOR

Metallurg, U.R.S.S., nr. 9, 1983

Influența oxidului de magneziu asupra rezistenței aglomeratului, p. 15 — Eficiența organizării desfășurării reparațiilor curente ale furnalelor și utilajelor, pentru a asigura funcționarea ireproșabilă a acestora în concordanță cu graficul de întreținere tehnică și reparații, p. 16 — Dispozitiv pentru montarea blocurilor carbonice ale creuzetului furnalului, p. 19 — Principalul furnal din U.R.S.S., p. 20— Experiența fabricării metalului cu vidare și tratament în coloana de zgură, p. 22 — Studierea materialelor de sudură pentru aliajele de fier și nichel anticorosive, de tipul HN28MDT, p. 23 — Introducerea mecanizată a măruntului de cocs în oalele de turnare la cuptoarele tandem, p. 25 — Studierea și introducerea luncheritului antideflagrant pentru izolarea termică a vîrfului maselotei lingourilor, p. 26 — Mărirea rezistenței căptușelii distribuitoarelor, p. 27 — Perfecționarea calibrării profilului OM20—2, p. 29 — Neomogenitatea proprietăților mecanice ale tablei laminate la laminorul continuu de 1700, p. 30 — Perfecționarea încălzirii cuptorului cu cameră pentru încălzirea țaglelor, p. 32 — Mărirea preciziei țevilor la agregatul 140 de laminare a țevilor, p. 33 — Metode de determinare a eficienței economice a tehnicii noi, a inovațiilor și a propunerilor raționalizatoare în siderurgie, p. 42.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 7, 1983

Automatizarea secțiilor de laminoare, p. 241 — Aplicarea tehnicii de măsurare și de colectare a datelor la laminoare, p. 249 — Acționări principale cu turație reglată la laminoarele continue de laminare la cald, p. 256 — Tehnologii aplicate la ajustaje de profile fine și mijlocii în afara fluxului de laminare, p. 261 — Aplicarea microelectronicii la comanda automată și controlul producției la laminoarele de profile fine și sîrmă, p. 264 — Tendințele și posibilitățile de utilizare a electronicii de putere, p. 266 — Determinarea și interpretarea defecțiunilor, cu ajutorul calculatorului, la un laminor cuarto de tablă groasă, p. 268 — Recoacerea rulourilor de tablă de aluminiu într-un cuptor cu cameră, p. 272 — Instalație de stivuit rulouri în instalația de recoacere a unui laminor la rece, p. 276— Raționalizarea întreținerii zidăriei refractare a cuptoarelor cu arc cu ajutorul maselor monolit, p. 278 — Utilizarea cărămizilor refractare ușoare din sortul TL 10 la construcția de cuptoare industriale, p. 279.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 8, 1983

Influența nitrurării asupra rezistenței oțelurilor de prelucrare la cald față de oboseala termică și atacul metalic, p. 281 — Precipitarea straturilor de carbură de titan pe oțeluri, p. 287 — Transformarea martensitică — un indicator pentru deformarea la cald, p. 291 — Transformări martensitice prin solicitare tribologică, p. 299 — Studii de mecanica ruperii asupra aliajelor de aluminiu sudabile de înaltă rezistență tip AlMg5 și AlMg4, 5 Mn, p. 302 — Aplicarea integralei J de fluaj pentru estimarea comportării la propagarea fisurilor a oțelurilor rezistente la cald, p. 306 — Încercare cu soneta pentru determinarea temperaturii de fragilitate, p. 308 — Încercarea de îndoire prin lovire cu probe crestate asistată de calculator, p. 309.

Rolul manganului în procesele din furnal și analiza factorilor care influențează randamentul trecerii manganului în fontă

CZ: 669.162.12

Manganul este introdus în încărcătura furnalului cu minereurile de fier sau de mangan sub formă de oxizi, carbonat sau silicat.

Manganul formează următorii oxizi: MnO_2 (cu 36,81% O_2), Mn_2O_3 (cu 30,41% O_2), Mn_3O_4 (cu 27,97% O_2) și MnO (cu 22,56% O_2). Variațiile potențialelor termodinamice izobare pentru reacțiile de disociere a oxizilor de mangan sînt [1], [2]:

$$4\,MnO_2 = 2\,Mn_2O_3 + O_2 \qquad \Delta G^\circ = 20\,790 - 25{,}26\,T \qquad (1)$$

$$6Mn_2O_3 = 4\,Mn_3O_4 + O_2 \qquad \Delta G^\circ = 32\,280 - 23{,}59\,T \qquad (2)$$

$$2\,Mn_3O_4 = 6\,MnO + O_2 \qquad \Delta G^\circ = 130\,200 - 47{,}36\,T \qquad (3)$$

$$2\,MnO = 2\,Mn + O_2 \qquad \Delta G^\circ = 183\,900 - 34{,}70\,T \qquad (4)$$

Oxizii superiori de mangan au ΔG^0 mare și tensiune de disociere ridicată; în furnal ei se reduc relativ ușor cu CO la temperaturi scăzute (începînd de la 200 — 300°C), încă din partea superioară a cuvei.

Reducerea oxizilor superiori ai manganului cu gaze este asemănătoare reducerii oxizilor de fier și are loc în domeniul reducerilor indirecte [3], [4]:

$$2\,MnO_2 + CO = Mn_2O_3 + CO_2 + 54\,180 \text{ kcal} \qquad (5)$$

$$3Mn_2O_3 + CO = 2Mn_3O_4 + CO_2 + 40\,660 \text{ kcal} \qquad (6)$$

$$Mn_3O_4 + CO = 3MnO + CO_2 + 12\,400 \text{ kcal} \qquad (7)$$

Ca rezultat al reducerii MnO_2 pînă la MnO cu ajutorul monoxidului de carbon se degajă cca 691 kcal/kg mangan, față de reducerea Fe_2O_3 pînă la FeO, pentru care se consumă 3,2 kcal/kg fier; astfel, oxizii superiori ai manganului se reduc mai ușor decît oxizii superiori ai fierului, degajînd căldură în zonele superioare ale furnalului, ceea ce are ca efect numai ridicarea neinsemnată a temperaturii gazelor de furnal [6].

Reducerea oxidului inferior de mangan are loc numai pe cale directă și începe la 1 050 — —1 100°C, desfășurîndu-se însă intens peste 1 200°C:

$$MnO + C = Mn + CO - 66\,750 \text{ kcal} \qquad (8)$$

Manganul are afinități pentru oxigen mai mari decît fierul, astfel încît MnO este un oxid mai greu reductibil decît FeO [2], [5].

Față de consumul de căldură de cca 1 214 kcal/kg Mn, necesar pentru reducerea MnO, la reducerea fierului din FeO consumul de căldură este de numai 649 kcal/kg Fe, adică aproape de două ori mai mic. Dacă se ia în considerare

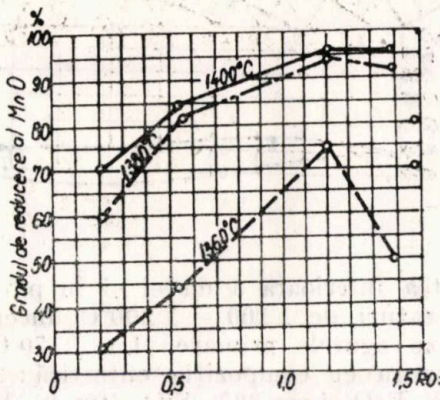


Fig. 1. Influența CaO asupra reducerii MnO [2]

și faptul că gazele reduc în furnal aproximativ jumătate din cantitatea totală de FeO, fără pierdere de căldură, diferența efectului termic pe unitatea de greutate, pentru reducerea FeO, respectiv a MnO, devine mai mare.

În furnal, recația de reducere a MnO este favorizată de prezența CaO (fig. 1) și de prezența fierului lichid în care manganul redus se dizolvă în orice proporție [6].

Din carbonați și silicați, manganul este redus ca și fierul însă la temperaturi mai înalte.

Coborînd în cuva furnalului, oxizii superiori de mangan din încărcătură încep deci să fie reduși în stare solidă la peste 200 — 300°C, de CO și H_2 din curentul ascendent de gaze. Oxidul inferior format începe să reacționeze în stare solidă cu particulele înconjurătoare la peste 565°C, conform reacțiilor [2], [5], [7];

$$MnO + SiO_2 = MnSiO_3 \qquad (9)$$

$$MnSiO_3 + CaO = CaSiO_3 + MnO \qquad (10)$$

$$MnSiO_3 + 2CaO = Ca_2SiO_4 + MnO \qquad (11)$$

La peste 800°C începe formarea soluțiilor solide de MnO, MgO, CuO, NiO în magnetită [7].

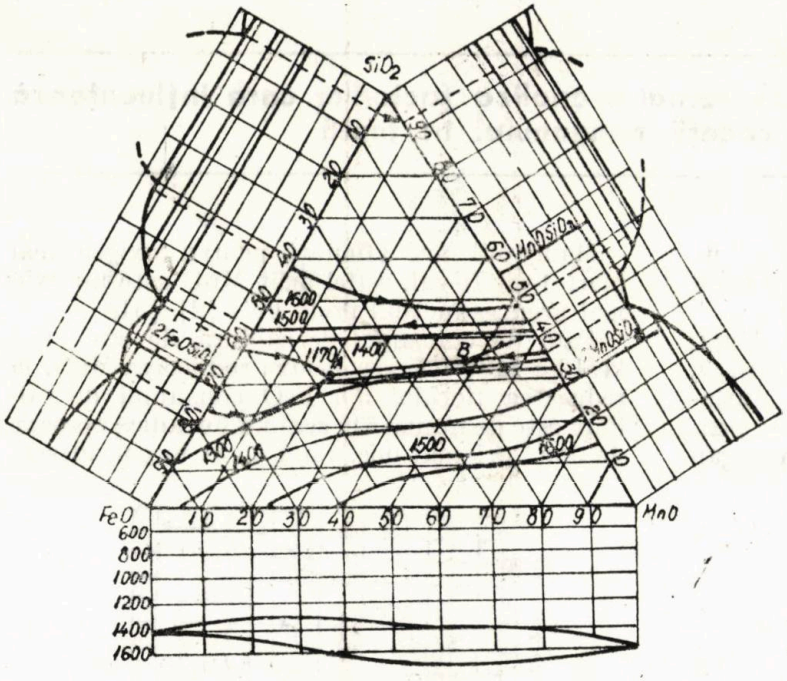


Fig. 2. Diagrama de echilibru a sistemului $FeO-MnO-SiO_2$ [5]

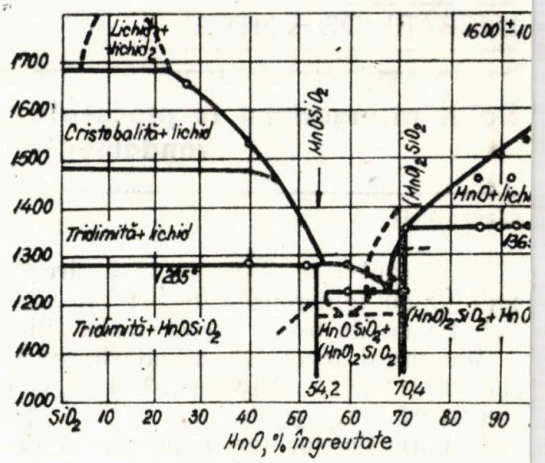


Fig. 3. Diagrama de echilibru a sistemului $MnO-SiO_2$ [5]

În partea inferioară a cuvei și în pîntece, la temperaturi de 1 100 — 1 200°C, încep să se formeze zgurele primare. La 1 170°C se topește zgura cu compoziția eutectică : 20% MnO, 48% FeO și cca 32% SiO_2 (fig. 2). Mărirea conținutului de SiO_2 în această zgură coboară mult temperatura de topire a zgurelor primare.

Cei doi compuși chimici din sistemul MnO — SiO_2 sînt cu topire incongruentă și formează un eutectic cu temperatura de topire la cca 1 230°C (fig. 3).

Astfel, în zona pîntecelui furnalului, zgurele primare capătă fluiditatea necesară scurgerii în creuzet, în principal datorită prezenței FeO și MnO. Micșorarea conținutului de FeO și MnO la un anumit orizont duce la creșterea viscozității și la încetinirea coborîrii zgurei [2].

Zgurele finale care se formează în creuzet nu influențează procesele din partea superioară, însă proprietățile zgurei finale reflectă în mare măsură proprietățile zgurelor primare și intermediare, în sensul că o zgură finală mai greu fuzibilă și vîscoasă corespunde ,în general, unor zgure primare și intermediare greu fuzibile și vîscoase [8].

Proprietățile zgurelor primare influențează atît temperatura din creuzet, cît și coborîrea încărcăturii. Astfel zgurele vîscoase care umplu spațiile dintre bucățile de material înrăutățesc permeabilitatea încărcăturii și pot conduce la apariția de agățări, care limitează cantitatea de aer posibil de insuflat. Totodată, zgura vîscoasă poate adera pe pereții furnalului ducînd la formarea lipiturilor.

MnO influențează temperatura de solidificare și vîscozitatea zgurelor finale aproximativ în același fel ca și FeO, însă acțiunea MnO este cu atît mai puternică cu cît zgura este mai bazică. Adaosul de MnO lărgește considerabil intervalul de temperatură la care zgurele rămîn lichide: efectul adăugării de 2—3% MnO duce la scăderi bruște de viscozitate; în general, creșterea MnO peste 6—7 % numai are efect, zgurele atacînd însă foarte activ zidăria furnalului [2], [3].

Reducerea MnO (reacția 8) se desfășoară în furnal, în cea mai mare parte în faza lichidă :

$$(MnO) + C = [Mn] + CO \qquad (8)$$

avînd constanta de echilibru K_p :

$$\log K_8 = -\frac{30\,050}{T} + 17{,}73 \text{ [15]} \qquad (8')$$

Reacția (8) se desfășoară simultan cu reacțiile :

$$(FeO) + C = [Fe] + CO;$$

$$\log K_{12} = -\frac{15\,450}{T} + 13{,}686 \qquad (12)$$

$$\frac{1}{2}(SiO_2) + C = \frac{1}{2}[Si] + CO;$$

$$\log K_{13} = -\frac{34\,870}{T} + 19{,}05 \qquad (13)$$

legate între ele prin relaţiile derivate:

$$(FeO) + [Mn] = (MnO) + [Fe];$$

$$\log K_{14} = \frac{7\,406}{T} - 3{,}435 \text{ [1]} \qquad (14)$$

$$(MnO) + \frac{1}{2}[Si] = \frac{1}{2}(SiO_2) + [Mn] \qquad (15)$$

$$(FeO) + \frac{1}{2}[Si] = \frac{1}{2}(SiO_2) + [Fe] \qquad (16)$$

obţinute prin relaţiile:

$$(14) = (12) - (8)$$

$$(15) = (8) - (13)$$

$$(16) = (12) - (13)$$

Carbonul din relaţiile (8, 12, 13) este fie carbonul solid al cocsului, fie carbonul dizolvat în fontă. Considerînd că există o saturare practic completă a fontei cu carbon, activitatea $a_c = a_{[C]} = a_{c_{sol}} = 1$. Activitatea fierului în fontă este de asemenea apropiată de unitate. Constantele de echilibru K_p vor fi deci:

$$K_8 = \frac{a_{Mn}}{a_{MnO}} \cdot p_{CO} \qquad (17) \qquad K_{14} = \frac{a_{MnO}}{a_{Mn}} \cdot \frac{1}{a_{FeO}} \qquad (20)$$

$$K_{12} = \frac{p_{CO}}{a_{FeO}} \qquad (18) \qquad K_{15} = \frac{a_{Mn}}{a_{MnO}} \sqrt{\frac{a_{SiO_2}}{a_{Si}}} \qquad (21)$$

$$K_{13} = \sqrt{\frac{a_{Si}}{a_{SiO_2}}} \cdot p_{CO} \qquad (19) \qquad K_{16} = \frac{1}{a_{FeO}} \sqrt{\frac{a_{SiO_2}}{a_{Si}}} \qquad (22)$$

Cunoscînd valorile constantelor de echilibru de mai sus, în funcţie de temperatură şi presiunea parţială a CO în creuzetul furnalului se poate determina pentru fiecare temperatură raportul activităţilor sau coeficientul de repartizare:

$$l_{Mn} = \frac{a_{MnO}}{a_{Mn}} = \frac{p_{CO}}{K_8} \qquad (23)$$

Înlocuind activităţile din relaţia (23) prin produsul dintre conţinutul procentual şi coeficientul de activitate se obţine:

$$\frac{(MnO) \cdot f_{MnO}}{[Mn] \cdot f_{Mn}} = \frac{p_{CO}}{K_8} \qquad (24)$$

În felul acesta se poate exprima indicele de repartizare, care este raportul dintre conţinuturile procentuale de element în zgură şi în fontă:

$$L_{Mn} = \frac{(MnO)}{[Mn]} = \frac{p_{CO}}{K_8} \cdot \frac{f_{Mn}}{f_{MnO}} \qquad (25)$$

sau

$$L'_{Mn} = \frac{(Mn)}{[Mn]} = \frac{55}{71} \cdot \frac{p_{CO}}{K_8} \cdot \frac{f_{Mn}}{f_{MnO}} \qquad (26)$$

unde K_8 este cunoscută din relaţia (8'), iar f_i este coeficientul de activitate a componentei i, care depinde pentru o temperatură dată atît de natura şi concentraţia componentei respective, cît şi de ceilalţi componenţi. Indicii de repartizare de tipul (25) depind deci în principal de temperatură şi de compoziţia fontei şi a zgurei.

În cazul relaţiei (25), coeficientul de activitate a manganului poate fi considerat aproximativ constant la variaţii mici ale conţinutului de mangan şi a altor elemente din fontă, iar coeficientul de activitate a MnO în zgură creşte cu bazicitatea ei, adică cu mărimea conţinutului de oxizi de tipul MnO, în raport cu conţinutul de SiO_2 [2].

Reducerea directă a MnO, conform reacţiei (8), este urmată de dizolvarea carbonului şi de formarea carburii de mangan, ceea ce determină ca întotdeauna produsul reacţiei să aibă un conţinut mare de carbon (ajungînd pînă la cca 7% la elaborarea feromanganului):

$$(MnO) + \frac{4}{3}C = \frac{1}{3}[Mn_3C] + CO \qquad (27)$$

$$\log K_p = -\frac{26\,680}{T} + 17{,}78 \text{ [15]}$$

Reacţia (27) se realizează mai uşor decît reacţia cu obţinerea metalului necarburat (8), deoarece efectul termic este mai mic cu valoarea căldurii de formare a carburii. Ca urmare, temperatura începutului de reacţie (27) este cu cca 200°C mai mică decît temperatura începutului reacţiei (8). Pe lîngă carbura Mn_3C se mai formează carburi mai bogate în carbon (Mn_5C_2 şi Mn_7C_3) sau mai sărace (Mn_7C_2 şi $Mn_{23}C_6$) [15].

În figura 4 sînt comparaţi indicii de repartizare a manganului pentru o serie de furnale din U.R.S.S. [2]; împrăştierea mare a punctelor se datorează diferenţelor de temperaturi şi de presiuni parţiale, abaterilor de la starea de echilibru şi caracterizării aproximative a zgurelor prin indicii de bazicitate. Se observă o scădere a indicelui de repartizare ($L_{Mn} = (MnO) : [Mn]$) cu creşterea temperaturii creuzetului şi cu creşterea bazicităţii zgurei.

În figura 4, *b* au fost trasate pe lingă curbele *1* şi *2* din figura 4, *a* şi curbele variaţiei indicelui de repartizare a manganului în condiţii de echilibru, determinate în laborator pentru fonte de afinare la temperaturi constante de 1 450°C (curba *3*), respectiv 1 540°C

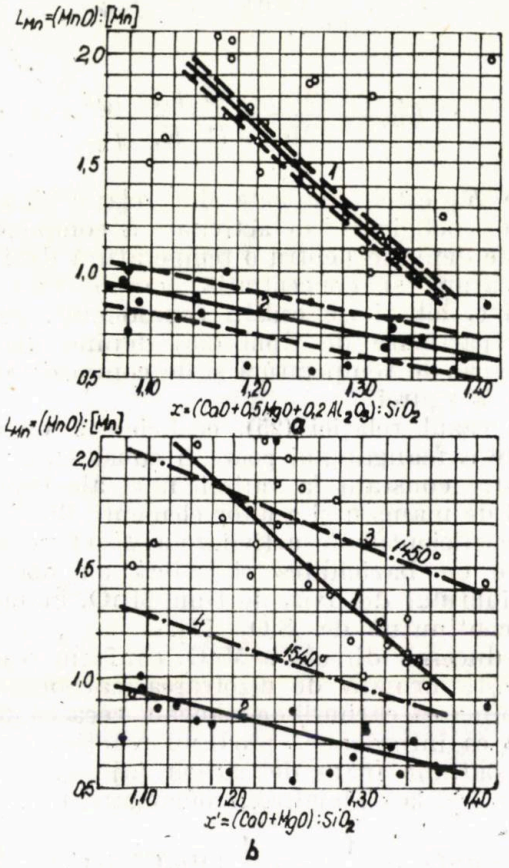


Fig. 4. Influenţa bazicităţii zgurei asupra repartizării manganului între fontă şi zgură la elaborarea fontelor de afinare (*a*) şi de turnătorie (*b*) [2]

(curba *4*). Indicii obţinuţi pentru fonte de turnătorie sînt mai mici decît pentru fontele de afinare, datorită diferenţelor de temperaturi. Panta mai accentuată a curbei *1*, în comparaţie cu *3* şi *4*, se explică prin creşterea temperaturii zgurei odată cu bazicitatea [2].

În afara indicelui de repartizare a manganului între fontă şi zgură se mai utilizează un alt indicator sintetic numit gradul de reducere a manganului în furnal sau randamentul trecerii în fontă a manganului:

$$\eta_{Mn} = \frac{[\overline{Mn}]}{[\overline{Mn}]+(\overline{Mn})} \cdot 100\% \qquad (28)$$

unde $[\overline{Mn}]$, $(\overline{Mn})$ sînt cantităţile de mangan din fontă, respectiv zgură.

Randamentul trecerii în fontă a manganului are valori cuprinse între 40 şi 60% la elaborarea fontelor de afinare, respectiv între 50 şi 70% la elaborarea fontelor de turnătorie [2]–[4].

Manganul din creuzet, repartizat între fontă şi zgură (conform reacţiilor prezentate mai sus), participă activ la reacţiile de desulfurare a fierului atît în baia metalică, cît şi în topitura de oxizi (sulfura de fier fiind solubilă atît în fontă, cît şi în zgură):

$$(FeS) + [Mn] = [Fe] + (MnS) \qquad (29)$$

$$(FeS) + (MnO) + \frac{1}{2}[Si] = (MnS) + \frac{1}{2}(SiO_2) + [Fe] \qquad (30)$$

Aceste reacţii prezintă o mare importanţă în procesele de elaborare a fontei sub zgure acide. În cazul zgurelor bazice, desulfurarea se realizează în principal după reacţia:

$$(FeS) + (CaO) = (CaS) + (FeO), \qquad (31)$$

FeO format, reducîndu-se apoi în baia metalică cu C, Mn sau Si. Diminuarea rolului manganului ca desulfurant în zgurele bazice este pusă în evidenţă de experimentările de laborator al căror rezultat este prezentat grafic în figura 5.

Cercetări efectuate în ultimii 10 — 15 ani [9] — [14] au arătat însă că şi la elaborarea fontei sub zgure bazice, manganul participă

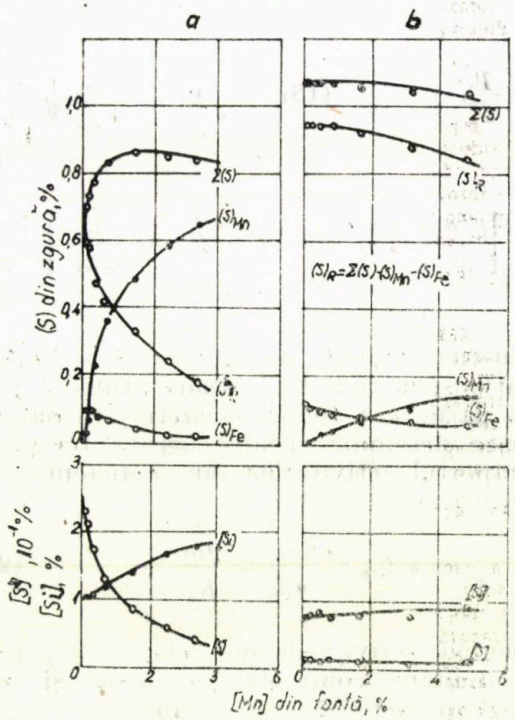


Fig. 5. Influenţa conţinutului de mangan din fontă asupra desulfurării [11]:
a — pentru zgure acide ($CaO/SiO_2 = 0{,}72$)
b — pentru zgure bazice ($CaO/SiO_2 = 1{,}29$)

indirect la desulfurarea fontei prin micşorarea însemnată a viscozităţii acestor zgure (efect care se menţine pînă la cca 6 — 7% MnO în zgură) şi prin reducerea conţinutului de FeO din zgură (relaţia 14).

După evacuarea fontei din furnal, manganul acţionează favorabil pe două planuri: desulfurînd în continuare baia metalică (relaţia 29) şi mărind fluiditatea fontei, coborînd totodată şi temperatura de solidificare a acesteia [16]; ca urmare se micşorează pierderile de fontă ca lipituri pe jgheaburile de turnare sau scoarţe în oalele de fontă (observaţia se referă în special la fontele de afinare).

În concluzie, rolul manganului în buna desfăşurare a procesului de elaborare a fontei constă în principal în următoarele:

— oxidul inferior de mangan asigură împreună cu FeO formarea în zona pîntecelui şi a etalajului a unor zgure primare suficient de fluide;

— mărirea conţinutului de MnO (pînă la 6 — 7%) în zgura finală micşorează viscozitatea şi temperatura de început de solidificare a acesteia, favorizînd desulfurarea şi dezoxidarea fierului;

— manganul din fontă este principalul agent desulfurant după evacuarea din furnal şi îmbunătăţeşte calităţile de curgere a fontei (mărind fluiditatea şi micşorînd temperatura de solidificare a acesteia).

*

Sintetizînd totalitatea datelor termodinamice şi de cinetică a proceselor din furnal prezentate mai sus, rezultă că randamentul trecerii în fontă a manganului creşte cu:

— creşterea bazicităţii zgurei;

— mărirea temperaturii din creuzet prin: mărirea consumului specific de cocs, mărirea temperaturii aerului insuflat, îmbogăţirea în oxigen a acestuia, conducerea furnalului cu o intensitate de ardere relativ scăzută;

— micşorarea cantităţii de zgură (la aceeaşi cantitate de mangan în încărcătură se pierde o cantitate mai mică cu zgura);

— introducerea în totalitate a minereurilor de mangan la aglomerare (silicaţii, carbonaţii şi oxizii superiori ai manganului se transformă în cea mai mare parte în MnO liber sau legat, ceea ce îmbunătăţeşte sensibil cinetica reducerii manganului în furnal).

BIBLIOGRAFIE

[1] Biswas, A.K. şi Bashforth, G. R. *The Physical Chemistry of Metallurgical Processes.* Londra, Chapman a Hall, 1962.

[2] Dobrovici, D. ş.a. *Metalurgia fontei.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1966.

[3] Ţocu, P. ş.a. *Cartea furnalistului.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1976.

[4] Poltaveţ, V. V. *Domennoe proizvodstvo.* Moscova, Metallurghiia, 1972.

[5] Rostovţev, S. T. *Teoria proceselor metalurgice.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1959 (trad. din l. rusă).

[6] Pohvisnev, A. N. ş.a. *Furnale.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1954 (trad. din l. rusă).

[7] Vegman, E. F. *Proţess aglomeraţii.* Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[8] Gotlieb, A. *Domennîi proţess.* Kiev, Gostehizdat, 1958.

[9] Krung, J. C. şi Riboud, P. V. ş.a. *Le problème du soufre lors de l'élaboration de l'acier par la filière haut fourneau — affinaje à l'oxigène.* În: Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 4, 1974, p. 345—353.

[10] Pichon, F. *La désulfuration aux hauts fourneaux.* În: Circulaire d'Information Techniques — CDS, Franţa, nr. 4, 1974, p. 825—831.

[11] Schürmann, E., Alsen, K. şi Domalski, W. *Untersuchungen über die Wirkung des Mangans bei der Entschwefelung im Hochofen.* În: Archiv für das Eisenhüttenwesen, R.F.G., nr. 3, 1971, p. 147—155.

[12] Geck, H. G. şi Langhammer, H. J. *Die Bedeutung betrieblicher Einflussgrössen auf die Entschwefelung des Roheisens im Hochofen.* În: Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 21, 1968, p. 1132—1139.

[13] Send, A., Winzer, G. şi Grebe, K. *Die Entschwefelung im Hochofen und ihre Beeinflussung durch die Abstichfolge.* În: Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 22, 1967, p. 1296—1304.

[14] Neuhans, H., Langhammer, H.J. ş.a. *Untersuchung der Schwefelbewegung im Hochofen.* În: Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 24, 1965, p. 1578—1587.

[15] Tripşa I. ş.a. *Bazele teoretice ale metalurgiei extractive.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1967.

[16] Ştefănescu, C. *Îndreptar pentru turnători.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1960.

Ing. P. Ţocu, ing. I. Iacoban şi ing. D. Lazăr
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 18, 1983

Analiza creşterii producţiei de oţel electric, p. 849 — Utilizarea arzătoarelor de gaz metan-oxigen la cuptoarele cu arc UHP, p. 855 — Varul dolomitic în zgurele de oţelărie, utilizare în cuptoare electrice cu arc, p. 863 — Răcirea electrozilor la cuptoarele electrice cu arc, p. 871. Coroziunea fisurantă sub tensiune a oţelurilor slab aliate în soluţiile de nitraţi, carbonaţi şi hidroxid de sodiu, p. 895.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 19, 1983

Corelarea economică şi tehnică între producţia de oţel, ciment şi refractare între anii 1920 şi 2000, p. 917 — Economie de energie dirijată la un cuptor cu propulsie pentru blumuri, prin îmbunătăţirea construcţiei şi modului de funcţionare, p. 922 — Utilizarea fibrelor ceramice la cuptoarele de încălzire şi tratament termic în scopul economisirii energiei, p. 929 — Tratament termic de economisire a energiei — prezentarea sistematică a rezultatelor de producţie, p. 935 — Înghetarea furnalului 5 de la Mannesmann cu ajutorul azotului. Partea a 2-a: Răcirea, începerea demolării şi primele rezultate, p. 945 — Proiectarea, construcţia şi exploatarea unei instalaţii de caupere de înaltă temperatură pentru încălzirea exclusivă cu gaz de furnal, p. 951 — Aplicarea tehnicii de măsurare cu baleiaj la deformarea tablei, p. 967.

Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 7, 1983

Analiza numerică a caracteristicilor de răcire cu apă a barelor, p. 555 — Studierea modelului la rece referitor la influenţa insuflării asupra indicelui de topire a sferei solide într-o baie lichidă, p. 565 — Studierea modelului la cald referitor la influenţa insuflării gazului asupra indicelui de topire a sferei solide într-o baie lichidă, p. 571 — Comportarea la oxidare a siliciului, a fosforului şi a vanadiului din topitura de fier saturat cu carbon, în cazul utilizării carbonatului de sodiu, p. 578 — Comportarea la oxidare a siliciului, a fosforului şi a niobiului din topitura de fier saturat cu carbon, în cazul utilizării carbonatului de sodiu, p. 586 — O metodă directă pentru determinarea coeficienţilor de interacţiune termodinamică din datele experimentale, p. 593 — Estimarea oxidării în aer la turnare a oţelului lichid, p. 598 — Influenţa materialelor refractare magneziene asupra metalului lichid şi transformarea acestora în timpul dezoxidării, p. 608 — Transferul oxigenului şi sulfului în timpul retopirii electrice sub zgură cu curent continuu, p. 618 — Punerea la punct a tablei subţiri acoperite cu aluminiu prin presare cu cilindri, p. 628 — Raportul comitetelor şi subcomitetelor asupra activităţii de transfer a căldurii în cuptoarele de reîncălzire şi asupra procedeelor de economisire a căldurii, p. 633.

Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 6, 1983

Rezultatele funcţionării furnalelor din Lorena în urma punerii la punct a mijloacelor de control. Cazul furnalelor de la societatea Sollac, p. 459 — Varul în oţelăria cu convertizoare. Perspective de consum şi cerinţe legate de calitate, p. 475 — Puneri la punct recente în domeniul turnării continue, p. 483 — Influenţa calibrării asupra defectelor de suprafaţă ale profilelor; studiu teoretic şi experimental, p. 491 — Un model mecanic pentru extrudarea combinată cu forjarea la rece, p. 501 — O nouă generaţie de procedee de reducere bazate pe metoda cu plasmă, p. 511 — Solidificarea ţaglelor în lingotiera rotativă sincronizată de la turnarea continuă, p. 521.

Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 7, 1983

Metoda de reglare a unei linii de aglomerare prin măsurarea punctului de coacere, p. 547 — Insuflarea în furnal a gazelor reducătoare obţinute în mediu de plasmă: procedeul Pirogas, p. 563 — Consistenţa zgurelor de convertizor, p. 571 — Caracterizarea decarburării superficiale a oţelurilor cu ajutorul parametrilor unui model cantitativ, p. 585 — Abordarea fenomenologică a deteriorării prin fluaj şi a longevităţii reziduale pentru o conductă din oţel feritic 1 Cr—1/2 Mo, p. 595 — Noul procedeu Kosmostir-Magnetogir utilizat la oţelurile de calitate superioară, p. 609 — Analiza caracteristicilor dinamice ale laminoarelor finisoare de benzi la cald, p. 619.

Giesserei, R.F.G., nr. 13/14, 1983

Experienţe la turnarea fontei cu grafit nodular dintr-un cuptor de turnătorie cu descărcare sub presiune, p. 383 — Măsurarea temperaturii şi presiunii într-o formă de turnare sub presiune pentru carcase de cutii de viteze, p. 388 — Sinteză bibliografică anuală asupra fontei cu grafit nodular, p. 402.

Giesserei, R.F.G., nr. 15, 1983

Sesiunea de turnătorie 1983 în Constance, p. 421—A 74-a Sesiune a membrilor Verein Deutscher Giessereifachleute, p. 431 — Sinteză bibliografică anuală asupra turnării metalelor uşoare în nisip şi cochile. Partea a 3-a: topire, turnare, tehnologie, p. 440.

Giesserei, R.F.G., nr. 16/17, 1983

Utilizarea căldurii pierdute a cubilourilor cu aer cald, p. 453 — Bronzuri din antichitate pînă în prezent, expoziţii în Münster, Saarbücken şi Hanovra, p. 461 — Sinteză bibliografică anuală asupra cubilourilor, p. 463.

Giesserei, R.F.G., nr. 18, 1983

Priorităţi de dezvoltare ale industriei de turnătorie în următorul deceniu, p. 481 — FOND-EX'83, Brno. A 4-a Expoziţie internaţională pentru tehnica turnătoriei, p. 489 — Sinteză bibliografică anuală asupra mecanizării fabricării formelor şi miezurilor, p. 493.

Giesserei, R.F.G., nr. 19, 1983

Planificarea şi asigurarea calităţii pieselor turnate sub presiune din punct de vedere al beneficiarului — stadiul actual şi perspectivele, p. 507 — Sinteză bibliografică anuală asupra turnării sub presiune. Partea a 2-a: turnare, topire, tehnologie, p. 517.

Ogneuporî, U.R.S.S., nr. 9, 1983

Influenţa factorilor tehnologici asupra caracteristicilor brichetelor din materiale refractare la presarea hidrodinamică, p. 5 — Particularităţi ale sinterizării ceramicii corindonice în mediu de hidrogen, p. 9 — Studiul hidroscopicităţii fibrelor de sticlă refractare cu lianţi solubili în apă, p. 11 — Legităţi ale durificării materialelor ceramice nearse prin activarea chimică a legăturilor de contact, p. 13 — Structura şi proprietăţile soluţiilor solide în sistemele ZrO_2—MgO, ZrO_2—CaO, ZrO_2 — Y_2O_3, p. 17 — Influenţa adaosurilor mineralizatoare asupra proprietăţilor ceramicii cu conţinut de cordierit, p. 22 — Refractare mganezitice cu proprietăţi termoizolante înalte, p. 25 — Determinarea condiţiilor raţionale ale topirii la obţinerea refractarelor badeleitocorindonice, p. 29 — Cuptor tunel modernizat pentru arderea la 1 850°C a refractarelor magneziene şi magnezianospinelice, p. 34 — Perfecţionarea parametrilor şi a regimurilor de funcţionare ale cuptoarelor termice pentru minereu OKB—955 N de la combinatul Magnezit, p. 38 — Cîmpurile de tempeatură ale căptuşelii la torcretarea cu flacără, p. 42 — Studierea maselor de torcretare care conţin var, utilizate pentru torcretarea cu flacără a convertizoarelor de mare capacitate, p. 45 — Sistem de comandă a calităţii la Ucrogneupornerud, p. 48 — Situaţia şi măsurile de îmbunătăţire a activităţii economice în siderurgie, p. 54 — Studierea influenţei adaosurilor de periclaz asupra rezistenţei electrice a acestuia, p. 56 — Masă ştampată semiacidă pentru oalele de turnare a oţelului, p. 58 — Betoane semiacide din caolin primar cu lianţi aluminosulfatici şi fosfatici, p. 59.

Leipziger Messe

Deutsche Demokratische Republik

11.3.–17.3.1984

Pentru Comerț Internațional și Progres Tehnic
Un moto, care reprezintă un întreg program cu tradiție, deoarece Tîrgul de la Leipzig există de peste 800 de ani

CALITATE
Expozanți din domeniul metalurgiei din 24 de țări prezintă pe aproximativ 14.000 m^2 o valoroasă ofertă de exponate. Pe lîngă aceasta, varietatea domeniilor vă facilitează un schimb de experiență cu ramuri industriale colaterale

VAD COMERCIAL
Numai RDG. inițiază, tratează sau încheie aici două treimi din tranzacțiile sale de comerț exterior.

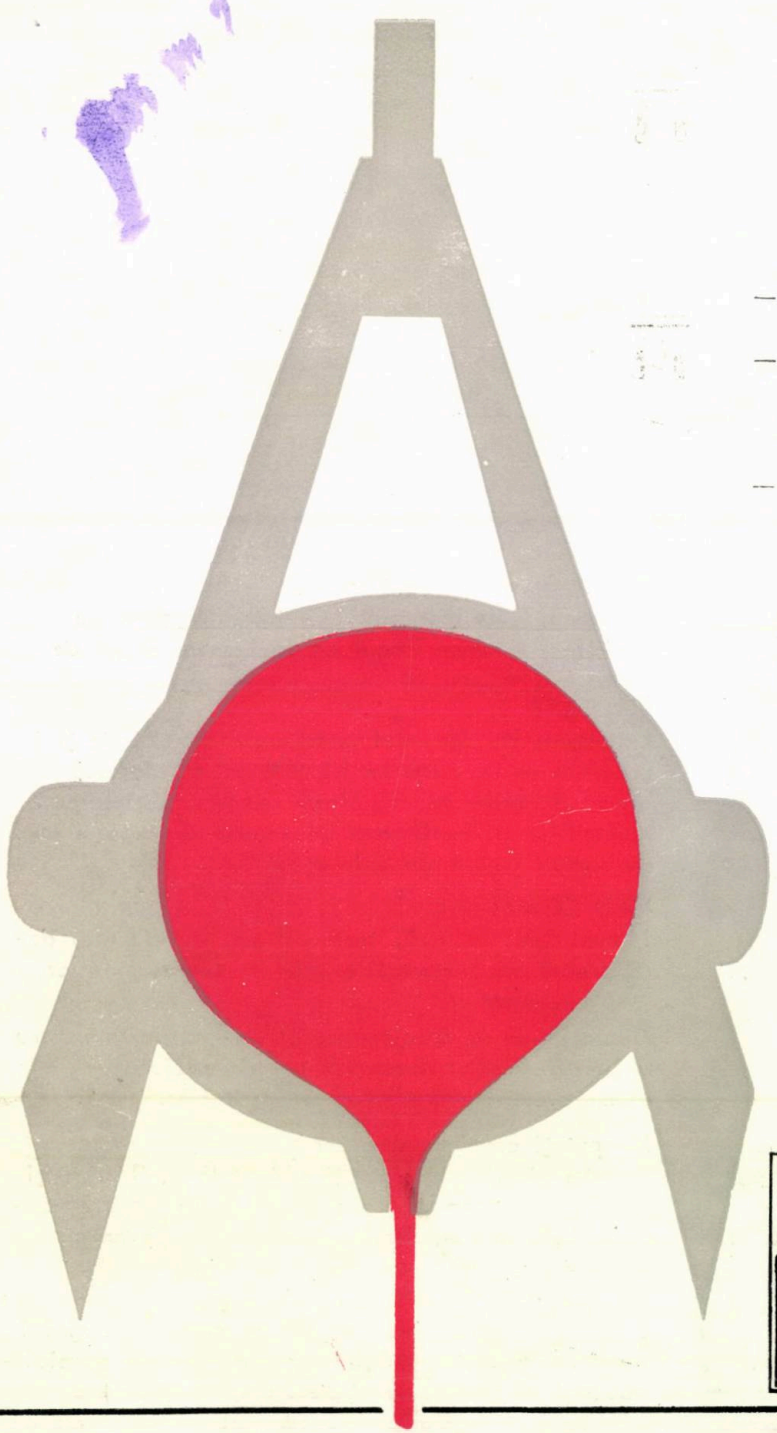
KNOW-HOW
Conferințele de specialitate și simpozioanele pentru aplicații practice înseamnă pentru specialiștii dumneavoastră îmbogățirea cunoștințelor.

Vă puteți convinge singuri!
Permise și informații puteți obține la ONT Carpați sau la Reprezentanța comercială de pe lîngă Ambasada RDG în RSR, Strada Dumbrava Roșie nr. 4, București.
ONT Carpați organizează călătorii pentru grupe de experți, cu participare gratuită la vizitarea Tîrgului cu ghizi specializați și la conferințele de specialitate.

Publicom

Centrul de Cercetari și Proiectari pentru Fabricație Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi:



— studii și lucrări de cercetare

— proiecte și documentații tehnice de execuție

— analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate

C C P F P S

— HUNEDOARA —

E 3280

R 1985 JUN 19

REFERÁLVA

Kohászat

METALURGIA

2

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXVI • NR. 2 • FEBRUARIE 1984

Întreprinderea de construcții și montaje metalurgice Tîrgoviște

Str. Laminorului nr. 5
telex: 17268 - I.C.M.M. Dîmbovița
cod: 0200
Tîrgoviște, jud. Dîmbovița

Execută lucrări de construcții-montaj pentru:

- combinate siderurgice
- fabrici de produse refractare
- întreprinderi de prelucrări metalurgice
- fabrici de produse cărbunoase
- întreprinderi de extragere și prelucrare a aluminiului, precum și reparații capitale de agregate siderurgice și din industria aluminiului

cată, la
laminoare

Dinu, M. : **Obți
puritate** . . .

Irimescu, B. R. : **Evidențierea efectului Ba
trei mărci de oțel** 72

Florian, E., Toma, V. și *Gavrilă, D.* : **Utilizarea calculatorului electronic la reglarea potențialelor de carburare** 77

Vlaicu, Gh. : **Studiul spectroscopic al pasivării cromului în acid sulfuric** 80

Brânzoi, V., Sternberg, S., Nicola, M. și *Badea, T.* : **Coroziunea unor oțeluri în diferite medii, în prezența și absența inhibitorilor organici** 82

Cojocaru, M. și *Chircă, D.* : **Cercetări experimentale în vederea stabilirii influenței parametrilor termici, temporali și chimici ai nitrurării asupra cineticii și morfologiei stratului nitrurat și caracteristicilor de exploatare obținute în cazul nitrurării fontelor cu grafit nodular** 88

Dumitrescu, C., Olaru, P., Sabău, C. și *Breza, Adriana* : **Studii și cercetări experimentale privind influența cianizării de temperatură joasă asupra durității stratului călit la oțelurile de îmbunătățire** 93

Iacoban, I., Țocu, P. și *Lazăr, D.* : **Studierea posibilităților de îmbunătățire a desulfurării la aglomerarea unui concentrat magnetitic cu conținut ridicat de sulf** 98

Wanyorek, C. : **Mecanismul unic de ridicare a rezistenței metalelor și aliajelor prin ecruisarea (dezechilibrarea) mecanică sau termică a matricei (tensiunile interne reactive reziduale)** 103

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Ripoșan, I. : **Utilizarea cubilourilor cu două rînduri de guri de aer, cu distribuție egală a aerului (secundar sau divizat)** 109

DOCUMENTARE 79, 87, 97

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se l
ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.C
Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decem
brie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei M
talurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehn
cienilor din Republica Socialistă România — Redacția
administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector
Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.
Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de v
rament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI
Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament
lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Într
prinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—2
București

I.P. „Informația" — c. 1790

CONTENTS

DC : 669.046.564

Berceanu, E., Butnariu, I. and *Niţă, S. P.* : **Researches on the refining of steel baths containing chrome**

The paper presents the main results of the researches carried out on low or medium alloy steel heat, pointing out the decarburization control way strongly related to the chrome regime.

The authors established several practical data on the oxygen blowing regime and the slag regime.

Metalurgia 36 (1984), nr 2, p. 61–64

DC : 666.76 : 621.783.2

Dragoman, I., Dragomir, C., Virtineanu, M., Bertalan, V., Rădulescu, G. L., Schnell, R. and *Tache, I.* : **The use of plastic refractory masses, supplied under a dry form, at the lining of the reheating furnace for rolling mills**

The lining of the reheating furnace for rolling mils (with propulsion, with rotary walking beam) with plastic refractory masses is a new achievement of the Romanian refractory industry from the point of view of the new types of refractory materials as well as of the commissioning methods.

Metalurgia 36 (1984), nr 2, p. 65–67

DC : 669.054 : 669.2./8

Dinu, M. : **The way of obtaining high purity manganese and copper**

The method applied is the cromatography of ion exchangers in order to purify manganese concentrated solutions.

The most efficient method is the treatment of a neuter and concentrated MnCl solutions with anionic resin. The author studied several versions for obtaining copper with a iron content under 1 ppm.

Thus, high purity manganese and copper are obtained.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 68–71

DC : 539.374

Irimescu, B.R. : **The Bauschinger effect in three steel grades with different metalographic structure**

The paper presents certain aspects of the Bauschinger effect in steel grades with different metalographic structure, by the introduction of three parameters related to tension, deformation and energy.

The interdependence between the suggested parameters and the cold working coefficient gives the capacity of the specific deformation for the investigated materials.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 72–76

DC : 669.18 : 681.32

Florian, E., Toma, V. and *Gavrilă, D.* : **Computer utilization at carburization potential adjustement**

The paper presents the thermodynamic model of the interaction of endothermic controlled atmosphere containing natural gas and alloy steels with a given composition, according to the temperature and to the programme necessary to solve the model in the FORTRAN language.

By using as initial data the composition of the atmosphere produced in the generator, the steel composition and the process temperature, the authors determined, rapidly and thoroughly, the value of the equilibrium concentration of carbon dioxide or of water steam (dew point), for a certain equilibium concentration which corresponds to the thermodynamic one.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 77–79

DC : 543.42 : 669.2./.8

Vlaicu, Gh. : **The spectroscopic study of chrome passivation in H_2SO_4**

The chrome passivation process in H_2SO_4 solution is due to the layer formed on the sample surface.

By using the spectral measures, studies on the corosion process kynetics, on the influence of different parameters on corrosion may be carried out.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 80–81

DC : 620.193.235

Brânzoi, V., Sternberg, S., Nicola, M. and *Badea, T.* : **The corrosion of certain steels in different media in the presence and absence of organic inhibitors**

Using the potentiostatic method, the influence of organic inhibitors on corrosion of V2A, V4A stainless steel and of the OL37 carbon steel in the industrial waters from petroleum refinery was studied. In all studies solutions, the chimec 305 and chimec C^2 inhibitors have the greatest efficiency. The removal of Cl^-, S^{2-} and H_2S from the solutions and the use of chimec 305 and chimec C_2 inhibitors are recommended for the decrease of corrosion.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 82–87

DC : 621.785.53 : 669.131.7

Cojocaru, M. and *Chircă, D.* : **Experimental researches with a view to establishing the influence of thermal, temporal and chemical nitriding parameters on the kinetics and the morphology of nitrided layer and on operation characteristics obtained in the case of nodular graphite iron nitriding**

With a view to determining the influence of thermal, temporal and chemical parameters of the nitriding process, in an ammonia partially dissociated atmosphere, on the kynetics and the morphology of nitrided layer obtained at nitrogen cementation of nodular graphite iron castings, on nitrided samples, the authors carried out metallographic, microengenostructural investigations and determined the wear resistance.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 88–92

DC : 620.178.1 : 621.785

Dumitrescu, C., Olaru, P., Sabău, C. and *Breza, Adriana* : **Studies and experimental researches in the influence of low temperature cyaniding on quenched layer hardness at heat treatable steels**

The paper presents the results of the experimental researches carried out with a view to pointing out the effect of the saturation with nitrogen of the superficial layer on the main properties of OLC45 steel, after different heat treatment temperatures.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 93–97

DC : 622.785.669.046.546.2

Iacoban, I., Ţocu, P. and *Lazăr, D.* : **The study of the way of improving desulphurization at the sintering operation of a magnetic concentrate with high sulphur content**

Metalurgia 36 (1974), nr. 2, m, p, 98–102

DC : 621.187.2

Wanyorek, C. : **The only mechanism of growing metal and alloy strength by mechanical or thermal hardening (unbalance) of the lattice (residual reactive internal stresses)**

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 103–108

DC : 621.745.34

Ripoşan, I. : **The use of cupolas with two lines of tuyeres with equal air distribution (secondary or divided)**

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 109–112

INHALT

DK : 669.046.564

Berceanu, E., Butnariu, I. und *Niţă, S. P.* : **Untersuchungen über das Frischen der Metallbäder mit Chrom von der Stahlherstellung**

In der Arbeit werden die wichtigsten Ergebnisse der auf schwach oder mittellegierten Stahlschmelzen durchgeführten Untersuchngen angegeben. Das Studium verfolgte die Entkohlung in Abhängigkeit mit dem Chromgehalt ; es sind praktische Ergebnisse über das Sauerstoffblasregime und das Schlackenregime festgestellt worden.

Metalurgia, 36, (1984), nr. 2, p. 61–64

DK : 666.76 : 621.783.2

Dragoman, I., Dragomir, C., Virtineanu, M., Bertalan, V., Rădulescu, G. L., Schnell, R. und *Ţache, I.* : **Die Anwendung der trocken gelieferten plastischen, feuerfesten Massen bei der Zustellung der Wärmöfen für Walzwerke**

Die Zustellung der Wärmöfen (Stossöfen, Drehherdöfen) mit inländischen plastischen feuerfesten Massen bedeutet eine neue Verwirklichung der rumänischen Feuerfestindustrie, sowohl was die neuen Erzeugnisse als auch was das Einbringen anbelangt.

Metalurgia, 36 (1984), nr. 2, p. 65–67

DK : 669.054 : 669.2/8

Dinu, M. : **Die Herstellung von Mangan und Kupfer hoher Reinheit**

Für die Reinigung einiger strengen Manganlösungen wurde die Chromatographie der Ionenaustauscher angewendet.

Am wirksamsten ist die Behandlung einer neutralen $MnCl_2$ Lösung mit Anionenharz. Es wurden mehrere Varianten studiert, für die Herstellung eines Kupfers mit Eisengehalt unter 1 ppm.

Es wurden Kupfer und Mangan mit hohem Reinheitsgrad hergestellt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 69–71

DK : 539.374

Irimescu, B. R. : **Die Bestimmung des Bauschinger-Effekts auf drei Stählen mit verschiedenen metallographischen Gefügebildern**

In der Arbeit werden einige Aspekte des Bauschinger-Effekts auf drei Stählen mit verschiedenen metallographischen Gefügebildern gezeigt, durch Einführung von drei Parametern wie Spannung, Verformung und Energie.

Die Abhängigkeit zwischen den angeführten Parametern und den Kalthärtungskoeffizient zeigt die Verformungsfähigkeit der untersuchten Werkstoffe.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 72–76

DK : 669.18 : 681.32

Florian, E., Ţoma, V. und *Gavrilă, D.* : **Anwendung der elektronischen Digitalrechenmaschine bei der Regelung der Kohlungspotentiale**

Es wird ein thermodynamisches Nachbildungsmodell gezeigt über die Wechselwirkung der kontrollierten, wärmeaufnehmenden Atmosphäre mit Zusatz an Erdgas, mit bestimmten legierten Stählen, im Zusammenhang mit der Temperatur und der Modellösung in FORTRAN-Sprache.

Durch Anwendung als Ausgangsdaten der Zusammensetzung der Atmosphäre aus dem Generator, der chemische Zusammensetzung des Stahles und der Verfahrenstemperatur, wurde schnell und genau, für eine bestimmte Gleichgewichtskonzentration, entsprechendem thermodynamischen Gleichgewicht, die Gleichgewichtskonzentration des kohlendioxyds oder des Wasserdampfs (Taupunkt) bestimmt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 77–79

DK : 543.42 : 669.2/.8

Vlaicu, Gh. : **Spektroskopische Untersuchung der Chrompassivierung in Schwefelsäure**

Die Chrompassivierung in Schwefelsäurelösung wird durch die auf der Probenoberfläche gebildete Schicht bewirkt.

Durch Spektralmessungen können die Kinetik der Korrosionsprozesse, der Einfluss verschiedener Korrosionsparametern u.s.w. studiert werden.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 80–81

DK : 620.193.235

Brânzoi, V., Sternberg, S., Nicola, M. und *Badea, T.* : **Die Stahlkorrosion in verschiedenen Angriffsmedien, mit oder ohne organische Schutzmittel**

Mit Hilfe der potentionstatischen Methode wurde der Einfluss einiger organischen Schutzmittel auf die Korrosion der rostfreien Stähle V2A, V4A und des Kohlenstoffstahles OL 37 in Abwässer der Erdölverarbeitungsanlagen, studiert. Von den vier studierten Schutzmitteln haben sich Chimec 305 und Chimec C_2 am besten bewehrt.

Für die Korrosionsverminderung wird die Beseitigungdes Chlors, Schwefels und Schwefelwasserstoffs und die Anwendung von Chimec 305 und Chimec C_2 empfohlen.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 82–87

DK : 621.785.53 : 669.131.7

Cojocaru, M. und *Chircă, D.* : **Untersuchungen für die Bestimmung des Einflusses der Wärme-Zeit -und chemischen Parametern der Stickstoffhärtung auf die Kinetik und die Zusammensetzung der Nitrierschicht und auf die Betriebseigenschaften der Stickstoffgehärteten Gusseisen mit Kugelgraphit**

Für die Bestimmung des Einflusses der Wärme-Zeit-und chemischen Parametern auf die Kinetik und die Zusammensetzung der Nitrierschicht, nach Einsatzhärtung mit Stickstoff der Teile aus Gusseisen mit Kugelgraphit, sind metallographische Röntgen-Mikrogefüge — und Verschleisswiderstandsuntersuchungen durchgeführt worden.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 88–92

DK : 620.178.1 : 621.785

Dumitrescu, C., Olaru, P., Sabău, C. und *Breza, Adriana* : **Studien und Untersuchungen über den Einfluss der Niedertemperatur,- Salzbadnitrierung auf die Härte der Härtungsschicht der Vergütungsstähle**

Es werden die Untersuchungesergebnisse angegeben über die Wirkung der Stickstoffsättigung der Oberflächenschicht des Stahles OLC 45 auf seine Eigenschaften, nach verschiedenenen Wärmebehandlungstemperaturen.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 93–97

DK : 622.785 : 669.046.546.2

Iacoban, I., Ţocu, P. und *Lazăr, D.* : **Die Möglichkeiten zur Entschwefelungsverbesserung bei der Versinterung eines Magneteisenerzes mit hohem Schwefelgelhat**

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 98–102

DK : 621.187.2

Wanyorek, C. : **Die Erhöhung des Metall — bzw. Legierungswiderstandes durch Kalthärtung (Gleichgewichtsstärung) der Matrix (innere Restblindspannung)**

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 103–108

DK : 621.745.34

Ripoşan, I. : **Die Anwendung der Kupolöfen mit zwei Reihen an Luftöffnungen mit gleicher Luftverteilung (sekundär oder verteilt)**

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 109–112

SOMMAIRE

CD : 669.046.564

Berceanu, E., Butnariu, I. et *Niţă, S. P.* : **Recherches sur l'affinage des bains d'acier à chrome**

On présente les principaux résultats des recherches effectuées sur les charges d'acier faiblement ou moyen allié, en analysant la décarburation en interdépendance avec le régime du chrome. On a établi une série de données pratiques concernant le régime d'insuflation de l'oxygène et le régime de la scorie.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 61–64

CD : 666.76 : 621.783.2

Dragoman, I., Dragomir, C., Virtineanu, M., Bertalan, V., Rădulescu, G. L., Schnell, R. et *Tache, I.* : **L'utilisation des masses refractaires plastiques, delivrées sous une forme séche, pour revêtir les fours de réchauffage des laminoirs**

Le revêtement des fours de réchauffage des laminoirs (fours poussant continu, four à longerons mobiles rotatives) à masses refractaires plastiques indigènes constitue une nouvelle réalisation de l'industrie roumaine des matériaux réfractaires en ce qui concerne les nouveaux types de matériaux refractaires et les méthodes de mise en oeuvre.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 65–67

CD : 669.054.1669.2/.8

Dinu, M. : **L'obtention du manganèse et du cuivre de haute pureté**

On a appliqué la méthode de la cromatographie des echangeurs d'ions pour purifier des solutions de manganèse concentrées. La méthode la plus efficace c'est le traitement d'une solution neutre et concentrée de $MnCl_2$ par résine anionique. On étudie plusieurs variantes pour obtenir du cuivre qui a un contenu de fer sous 1 ppm.

On obtient du manganèse et du cuivre de haute pureté.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 68–71

CD : 539.374

Irimescu, B. R. : **L'effet Bauschinger sur trois nuances d'acier à structure métallographique différente**

On présente certains aspects de l'effet Bauschinger sur trois nuances d'acier à structure métallographique différente, par l'introduction de trois paramètres concernant la tension, la déformation et l'énergie.

L'interdépendance entre les paramètres proposés et le coefficient d'ecrouissage met en évidence la valeur de la capacité de déformation spécifique pour les matériaux étudiés.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 72–76

CD : 669.18 : 681.32

Florian, E., Toma, V. et *Gavrilă, D.* : **L'utilisation de l'ordinateur pour régler les potentiels de carburation**

On présente le modèle thermodynamique de l'interaction entre l'atmosphère endotherme controlée à additions de gaz naturel et les aciers alliés à composition donnée, en fonction de température. On présente aussi le programme pour résoudre le modèle en langage Fortran. A partir de la composition de l'atmosphère produite par le générateur, de la composition chimique de l'acier et de la température du processus, on détermine rapidement et précisement, pour une certaine concentration d'équilibre qui corresponde à l'équilibre thermodynamique, la valeur de la concentration de l'équilibre du bioxide de carbon ou des vapeurs d'eau (le point de rosée).

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 77–79

CD : 543.42 : 669.21.8

Vlaicu, Gh. : **L'étude spectroscopique de la passivation du chrome en acide sulfurique**

Le processus de passivation du chrome en solution d'acide sulphurique est dû à la couche formée sur la surface de l'éprouvette.

A l'aide des déterminations spectrales on peut effectué des études concernant la cinétique des processus de corrosion, l'influence de différents paramètres sur la corrosion.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 80–81

CD : 620.193.235

Brânzoi, V., Sternberg, S., Nicola, M. et *Badea, T.* : **La corrosion de certains aciers en différents millieux en présence et en l'absence des inhibiteurs organiques**

En utilisant la méthode potentiostatique on a étudié l'influence de certains inhibiteurs organiques inoxydables sur la corrosion des aciers inoxydables V2A, V4A et de l'acier carbon OL 37 en eaux provenant des installations de raffinage du pétrole. De toutes les solutions étudiées, les inhibiteurs chimec 305 et chimec C_2 ont la plus grande efficacité. Pour diminuer la corrosion on récommande l'élimination du chlore, du soufre et de l'hydrogène sulfuré et l'utilisation des inhibiteurs chimec 305 et chimec C_2.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 82–87

CD : 621.785.53 : 669.131.7

Cojocaru, M. et *Chircă, D.* : **Recherches expérimentales pour établir l'influence des paramètres thermiques, temporaires et chimiques de la nitruration sur la cinétique et la morphologie de la couche nitrurée et sur les caractéristiques d'exploitations obtenues dans le cas de la nitruration des fontes à graphite nodulaire**

En vue de déterminer l'influence des paramètres thermiques, temporaires et chimiques de la nitruration en atmosphère d'ammoniac partiellement dissociée sur la cinétique et la morphologie de la couche nitrurée obtenue au cours de la cémentation par l'azote des pièces en fonte à graphite nodulaire sur des éprouvettes nitrurées, on a effectué des investigations métallographiques, microrengenostructurales et des déterminations de la résistance.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 88–92

CD : 620.178 : 621.785

Dumitrescu, C., Olaru, P., Sabău, C. et *Breza, Adriana* : **Etudes et recherches expérimentales concernant l'influence de la cyanuration à température basse sur la dureté de la couche trempée des aciers de traitement**

On présente les résultats des recherches expérimentales afin de souligner l'effet de la saturation en azote de la couche sperficielle sur les principales propriétés de l'acier OLC 45, à la suite de différentes températures de traitement thermique.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 93–97

CD : 622.785 : 669.046.546.2

Iacoban, I., Ţocu, P. et *Lazăr, D.* : **L'étude des possibilités d'améliorer la désulfuration à l'agglomération d'un concentré magnétique ayant un contenu de soufre élévé**

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 98–102

CD : 621.187.2

Wanyorek, C. : **Le seul mécanisme qui existe pour l'accroissement de la résistence des métaux et des alliges par l'ecrouissage mécanique ou thermique de la matrice (les tensions interieurs reactives résiduelles)**

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 103–108

CD : 621.745.34

Ripoşan, I. : **Utilisation des cubilots prévus de deux rangés de tuyères à distribution égale de l'air (secondaire ou divisé)**

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 109–112

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 669.046.564

БЕРЧЕАНУ, Е., БУТНАРИУ, И. и *НИЦЭ, С.П.*: **Исследования, касающиеся рафинирования металлических ванн с хромом, от выплавки сталей**

Работа представляет главные результаты исследований, произведённых на плавках мало- и среднелегированных сталей, интересуясь образом управления обезуглероживанием в взаимосвязи с режимом хрома и был установлен ряд практических данных, касающихся режима вдувания кислорода и режима шлака.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 61–64

ДК: 666.76:621.783.2

ДРАГОМАН, И., ДРАГОМИР, К., ВЫРТИНЯНУ, М., БЕРТАЛАН, В., РЭДУЛЕСКУ, Г.Л., ШНЕЛЛ, Р. и *ТАКЕ, И.*: **Применение огнеупорных, пластических масс, поставленных в сухом состоянии, при футеровке нагревательных печей прокатных станов**

Футеровка нагревательных печей прокатных станов (толкательного типа, с шагающим, вращающимся подом) отечественными, огнеупорными, пластическими массами является новым достижением румынской огнеупорной промышленности, что касается новых сортаментов огнеупорных материалов и способов укладки.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 65–67

ДК: 669.054:669.2/.8

ДИНУ, М.: **Получение марганца и меди высокой чистоты**

Применён способ кроматографии ионнообменников для очистки концентрированных растворов марганца.

Самой эффективной является обработка раствора $MnCl_2$ нейтральной и концентрированной, анионной смолой. Рассматриваются несколько вариантов получения меди с содержанием железа менее 1рм.

Получается марганец и медь высокой чистоты.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 68–71

ДК: 539.374

ИРИМЕСКУ, Б.Р.: **Выявление эффекта Баушингера при трёх марки стали различными металлографическими структурами**

Работа представляет некоторые аспекты эффекта Баушингера при трёх марки стали различными металлографическими структурами введением трёх параметра, касающихся напряжения, деформации и энергии.

Выявление взаимодействия предложенных параметров в коэффициентом упрочнения определяет величину удельной деформируемости для исследованных материалов.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2. p. 72–76

ДК: 669.18:681.32

ФЛОРИЯН, Е., ТОМА, В. и *ГАВРИЛЭ, Д.*: **Применение ЭВМ при регулировании потенциалов науглероживания**

В работе представляется термодинамическая модель взаимодействия контролируемой, эндотермической атмосферы, с добавками природного газа, с легированными сталями данного состава в зависимости от температуры, как и программу решения модели на языке FORTRAN. Применяя в качестве исходных данных состав атмосферы, произведённой генератором, химический состав стали и темпеатуру процесса определяется быстро и точно для равновесной концентрации соответствующей термодинамическому равновесию, величину равновесной концентрации двуокиси углерода или пара (точки росы).

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 77–79

ДК: 543.42;669.2/.8

ВЛАЙКУ, Г.: **Спектроскопическое исследование пассивации хрома в серной кислоте**

Процесс пассивации хрома в растворе серной кислоты имеет место из-за образованного слоя на поверхности образца. При помощи рассмотренных спектральных измерений можно производить исследования, касающиеся кинетики процессов коррозии, влияния разных параметров на коррозию и т.д.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 80–81

ДК; 620.193.235

БРЫНЗОЙ, В., ШТЕРНБЕРГ, С., НИКОЛА, М. и *БАДЯ, Т.*: **Коррозия некоторых сталей в различных средах при наличии и отсутствии органических ингибиторов**

Применением потенциостатического способа исследовали влияние некоторых органических ингибиторов на коррозию нержавеющих сталей V2A, V4A и углеродистой стали OL37 в водах, происхождённых из нефтеочистительных установок. Применяли четыре ингибитора, из которых самыми эффективными в исследованных растворах были органические ингибиторы chimec 305 и chimec C_2.

С целью снижения коррозии рекомендуется удаление хлора, серы и сернистого водорода из раствора, и применение ингибиторов chimec 305 и chimec C_2.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 82–87

ДК: 621.785.53:669.131.7

КОЖОКАРУ, М. и *КИРКЭ, Д.*: **Экспериментальные исследования в целью установления влияния термических, временных и химических параметров азотирования на кинетику и морфологию азотированного слоя и на эксплуатационные характеристики, достигнутые при азотировании чугунов шаровидным графитом**

С целью определения влияния термических, временных и химических параметров азотирования, в частично диссоциированной атмосфере аммияка, на кинетику и морфологию азотированного слоя, полученного при цементации азотом изделий из чугуна шаровидным графитом, на азотированных образцах, были осуществлены металлографические, микрорентгеноструктурные исследования и определения износостойкости.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 88–92

ДК: 620.178.1;621.785

ДУМИТРЕСКУ, К., ОЛАРУ, П., САБЭУ, К. и *БРЕЗА, АДРИЯНА*: **Экеперименталные исследования, касающиеся влияния низкотемпературкой цианизации на твёрдость закалённого слоя при улучшаемых сталях**

В работе представлены результаты экспериментальных исследований, произведённых с целью выявления эффекта насыщения азотом поверхностного слоя на главные свойства стали OLC 45, вследствие различных температур термической обработки.

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 93–97

ДК: 662.785:669.046.546.2

ЯКОБАН, И., ЦОКУ, П. и *ЛАЗЭР, Д.*: **Исследование возможностей улучшения обессеривания при спекании магнетитового концентрата с повышеным содержанием серы.**

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 98–102

ДК: 621.187.2

ВАНЕРЕК, К.: **Единная система увеличения прочности металлов и сплавов механическим или термическим упрочнением основной массы (внутренние реактивные остаточные напряжения)**

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 103–108

ДК: 621.745.34

РИПОШАН, И.: **Применение вогранок двумя рядами фурм с равномерным распределением воздуха (вторичный или распределённый)**

Metalurgia 36 (1984), nr. 2, p. 109–112

METALURGIA 2

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1984

Ing. E. Berceanu, ing. I. Butnariu
Institutul politehnic — Bucureşti
ing. S. P. Niţă
Universitatea din Galaţi

Cercetări asupra afinării băilor metalice cu crom de la elaborarea oţelurilor

CZ : 669.046.564

Atît pe plan teoretic, cît şi în activitatea industrială, procesului de decarburare i se acordă o atenţie deosebită. Complexitatea mecanismului şi cineticii decarburării fac extrem de dificilă încercarea de a trata în ansamblu acest proces şi, de aceea, se constată că preocupările în acest domeniu se referă la una din următoarele direcţii :

— alimentarea băii metalice cu oxigen, cu referiri mai ales la intensitatea alimentării ;

— explicitarea mecanismului şi cineticii reacţiei dintre carbon şi oxigen, avîndu-se în vedere, ca funcţie tehnologică de reprezentare, viteza de decarburare a băii metalice ;

— influenţa exercitată de prezenţa în baia metalică a elementelor de aliere, asupra expresiilor care dau funcţiile termodinamice şi asupra valorilor acestora, precum şi asupra vitezelor caracteristice ale procesului ;

— asimilarea de oxigen la suflarea acestuia în baia metalică ;

— definirea unor corelaţii de factori termodinamici, cinetici şi tehnologici care determină viteza de decarburare ;

— implicaţiile decarburării asupra altor procese metalurgice cum ar fi : regenerarea elementelor de aliere (conducerea raţională a regimului zgurei), dezoxidarea, defosforarea, desulfurarea oţelurilor etc. ;

— optimizarea regimului de suflare, în vederea stabilirii domeniilor de valori ale parametrilor acestuia, care să conducă la optimizarea vitezei de decarburare, considerată ca funcţie de performanţă (funcţie obiectiv), cu implicaţii economice evidente(productivitate, consumuri specifice energetice, costuri de fabricaţie).

În analiza procesului de afinare a oţelurilor aliate trebuie să se pornească de la definirea acestuia ca un proces cu reacţii în afara echilibrului, care se desfăşoară în corelaţie cu cele ale căror parametri termodinamici se apropie de valorile care definesc echilibrul de reacţie.

În prezent se consideră că interpretarea şi conducerea practică a procesului de afinare cu ajutorul curbelor care exprimă oxidarea elementelor din baia metalică, corelate cu cele ale reprezentării evoluţiei compoziţiei chimice a zgurei, sînt suficient de reprezentative pentru procesul de afinare, dacă se asociază cu relaţiile explicite de calcul sau nomograme de echilibru.

În acest context s-a efectuat un studiu aplicativ pe o selecţie de date de elaborare, colectate în două etape. Într-o primă etapă în care s-a urmărit tehnologia de elaborare curentă, cu folosirea oxigenului, selecţia a vizat un număr de şarje elaborate în cuptoare electrice cu arc de 50 t capacitate nominală, colectîndu-se date de la o gamă largă de mărci de oţeluri.

Printre altele s-a stabilit că gradul mediu de supraîncărcare este de 25 % faţă de capacitatea nominală şi că regimul termic şi durata perioadei de topire au un caracter aleator, jumătate din numărul de şarje ale secţiei avînd la topire temperaturi ale băii metalice de 1 500—1 550°C.

Compoziţia chimică a băii metalice la topire a evoluat în limite largi (0,5—2,5 % C) cu o grupare mai semnificativă în intervalul de valori de 1,0—1,5 % C.

Conţinutul de crom la topire a variat între limitele 0,07 şi 1,50 %, cu o diferenţiere în două grupe, şi anume :

— băi metalice rezultate din încărcătură nealiată, la care conţinutul de crom provine din sortarea necorespunzătoare a materialelor metalice ;

— băi metalice slab aliate, cu crom provenind din existenţa în încărcătură, în diverse proporţii, a materialelor metalice conţinînd crom.

Din datele primare de şarje s-au prelucrat acele date care conduc la obţinerea de funcţii tehnologice cum ar fi :

1. viteza de decarburare, W_d ;

2. arderea de crom pînă la sfîrşitul afinării, $a_{[Cr]}$;

3. randamentul de asimilare a cromului, $\eta_{[Cr]}$.

Funcţiile de reprezentare tehnologică au fost calculate astfel :

$$1. \quad -\frac{d[C]}{dt} = W_d = \frac{D[C]}{dt} \ [\%\,C/min] \qquad (1)$$

unde :

$D[C]$ este variaţia conţinutului de carbon în timpul unei reprize de suflare a oxigenului ;

dt — durata unei suflări, considerată prin intervalul de timp între momentele colectării a două probe de oţel consecutive.

$$2. \quad a_{[Cr]} = \frac{[\%\,Cr] - [\%\,Cr]_0}{[\%\,Cr]_t} \cdot 100 \ [\%] \qquad (2)$$

unde :

$[\%\,Cr]$ este conţinutul de crom la topire, în procente greutate ;

$[\%\,Cr]_0$ — conţinutul de crom la oprirea afinării, în procente greutate.

$$3. \quad \eta_{[Cr]} = \frac{[\%\,Cr]_{Cr}}{[\%\,Cr]_{fa} + [\%\,Cr]_i} \cdot 100 \ [\%] \qquad (3)$$

unde :

$[\%\,Cr]_{Cr}$ este conţinutul de crom după adăugarea cromului şi încălzirea băii metalice, în procente greutate ;

$[\%\,Cr]_{fa}$ — conţinutul de crom al ferocromului adăugat ;

$[\%\,Cr]_i$ — conţinutul iniţial de crom al băii metalice, în momentul adăugării ferocromului.

Viteza de decarburare. Pe lîngă cele arătate anterior în legătură cu conţinutul de carbon de la care porneşte afinarea se mai reţin cîteva aspecte. Cantitatea de carbon îndepărtată prin afinare variază în limitele 0,35—1,15 % C.

Valorile înregistrate pentru viteza de decarburare variază, în cadrul selecţiei de şarje urmărite, în limite largi, calculîndu-se că în perioada de început a decarburării se realizează vitezele de decarburare :

$W_d = 0{,}006 - 0{,}031$ % C/min pentru şarje de oţel nealiat cu crom ;

$W_d = 0{,}003 - 0{,}025$ % C/min pentru şarje de oţel slab sau mediu aliat cu crom.

Viteza de decarburare are valori în limite largi şi în perioada de mijloc şi cea finală a decarburării.

Valorile efective ale vitezelor de decarburare, precum şi evoluţia acestor viteze indică necorelarea regimului de suflare a oxigenului cu conţinutul de crom al băii metalice într-o serie de cazuri.

Analiza datelor obţinute asupra vitezei de decarburare pe etape a servit la identificarea a trei moduri de evoluţie a mersului decarburării, între care unul este acela care se încadrează în „modelul" de decarburare considerat just de o serie de cercetători ca Fillipov, Schenck şi alţii.

Regimul cromului. Regimul acestui element s-a apreciat prin cele două funcţii de reprezentare tehnologică :

$a_{[Cr]}$ — arderea cromului în perioada de afinare ;

$\eta_{[Cr[}$ — asimilarea cromului (de fapt randamentul global de asimilare a cromului calculat după adăugarea cantităţii totale de ferocrom).

În privinţa arderii cromului în perioada de afinare se fac următoarele observaţii :

— ca valoare $a_{[Cr]}$ variază în limite largi atît la băile de oţel nealiate cu crom, cît şi la cele aliate ;

— în condiţiile unor conţinuturi de crom în baie la topire mici, cuprinse în intervalul 0,07 şi 0,20 % Cr, nu se pot studia raţional arderile de crom ;

— la şarjele de oţel slab sau mediu aliate cu crom şi care au un conţinut mai ridicat de crom la topire, decît în situaţia de mai sus, arderea de crom poate să ofere unele elemente de interpretare corelate cu o parte din parametrii decarburării, cum ar fi arderea totală de carbon, conţinutul de carbon la topire, viteza de decarburare şi eventual temperatura, dacă aceasta este determinată eficient.

Randamentul (global) al cromului, $\eta_{[Cr]}$, din baia metalică, determinat cum s-a arătat şi luîndu-se ca dată de referinţă conţinutul de crom din baie, la adăugarea primei cantităţi de ferocrom, a evoluat între 80 şi 100 % cu o grupare semnificativă în intervalul 90—100 %, indiferent de categoria de mărci şi oţeluri ale selecţiei.

La conţinuturi scăzute de crom în baia metalică, asupra randamentului cromului, temperatura băii metalice şi conţinutul de oxigen al acesteia par să influenţeze mai puţin, factorul cu pondere mai mare constituindu-l regimul zgurei.

În cadrul cercetării efectuate s-a căutat ca, prin prelucrarea datelor existente, să se stabilească o serie de corelaţii între funcţii obiectiv ca viteza de decarburare, arderea cromului, randamentul cromului şi factorii de influenţă, sub forma unor ecuaţii de regresie pentru fiecare din funcţiile sus-amintite. Se menţionează că toate relaţiile care urmează au fost obţinute prin prelucrarea integrală a datelor selecţiei de şarje, fără eliminarea valorilor aberante ale vreunui parametru. Această modalitate de abordare a stabilirii de corelaţii a avut implicaţii pozitive şi negative asupra indicatorilor : indice de corelaţie şi eroare relativă, dar a servit la testarea veridicităţii unor ipoteze propuse de colectivul de cercetători în ceea ce priveşte compor-

tarea cromului într-o gamă largă de condiţii specifice practicii curente din oţelării.

Stabilirea ecuaţiei de regresie de tipul :

$$W_d = f(\theta_1, C_1, Cr_1) \qquad (4)$$

unde :

W_d este viteza de decarburare, % C/min ;

θ_1 — temperatura băii metalice în momentul începerii suflării oxigenului, °C ;

C_1 — conţinutul de carbon al băii metalice din momentul începerii afinării, % ;

Cr_1 — conţinutul de crom al băii metalice din momentul începerii afinării, %.

S-a efectuat pentru următoarele eşantioane de date ale selecţiei :

— pentru întreaga selecţie de şarje (simbolizat prin „Integral") ;

— pentru oţel de rulmenţi (simbolizat prin „RUL") ;

— pentru oţel slab sau mediu aliat cu crom, nichel, molibden (simbolizat prin „SMA") ;

— pentru fiecare cuptor de 50 t capacitate în care s-au elaborat şarjele selectate (simbolizat prin „Cuptor *A*" şi „Cuptor *B*").

S-au obţinut rezultatele din tabelele 1, 2 şi 3.

Tabelul 1

Eşantion al selecţiei	Ecuaţia de regresie tip $W_d = f(\theta_1, C_1, Cr_1)$
Integral	$W_d(\times 10^3) = 0{,}824 + 0{,}00274\,\theta_1 + 4{,}23\,C_1 + 8{,}23\,Cr_1$
RUL	$W_d(\times 10^3) = 1{,}28 + 0{,}000958\,\theta_1 + 6{,}25\,C_1 + 9{,}11\,Cr_1$
SMA	$W_d(\times 10^3) = 162{,}49 - 0{,}107\,\theta_1 + 16{,}00\,C_1 + 5{,}23\,Cr_1$
Cuptor *A*	$W_d(\times 10^3) = 2{,}80 + 0{,}00472\,\theta_1 + 4{,}64\,C_1 - 10{,}2\,Cr_1$
Cuptor *B*	$W_d(\times 10^3) = 3{,}348 + 0{,}00133\,\theta_1 + 39{,}6\,C_1 + 7{,}05\,Cr_1$

Tabelul 2

Eşantion al selecţiei	Indice de corelaţie	Eroare relativă,%
Integral	0,428	50,9
RUL	0,353	39,9
SMA	0,747	48,18
Cuptor *A*	0,427	57,0
Cuptor *B*	0,454	42,6

Tabelul 3

Eşantion al selecţiei	Ponderea de influenţă, %		
	θ_1	C_1	Cr_1
Integral	2,09	34,32	63,60
RUL	5,03	88,11	6,86
SMA	58,96	28,72	12,32
Cuptor *A*	1,73	29,40	68,87
Cuptor *B*	1,75	39,20	59,05

La compararea valorilor ponderii de influenţă a diferiţilor parametri, pentru cele două categorii de mărci de oţeluri diferite din punct de vedere al compoziţiei băii metalice la începerea afinării, RUL — oţel cu conţinut ridicat de carbon şi fără crom în baie la începutul afinării, SMA — oţel cu conţinut scăzut de carbon şi ridicat de crom (totuşi Cr < 1%) la începutul afinării, se observă o modificare de pondere în concordanţă cu datele teoretice şi practice.

Compararea ponderii de influenţă a diverşilor parametri, între cele două agregate, arată că dacă se lucrează cu acelaşi program de fabricaţie, cu aceeaşi supaîncărcare, în aceleaşi condiţii de stare (uzură) a căptuşelii, valorile ponderii de influenţă a parametrilor similari nu vor diferi între cele două agregate.

Tabelul 4

Eşantion al selecţiei	Ecuaţia de regresie tip $A = f(W_d, C_1, \Delta C, Cr_1)$
Integral	$A = 20{,}677 - 172{,}095 W_d - 17{,}552 C_1 + 17{,}297\,\Delta C + 34{,}139\,Cr_1$
RUL	$A = -6{,}805 + 235{,}57\,W_d - 34{,}620 C_1 + 4{,}882\,\Delta C + 557{,}92\,Cr_1$
SMA	$A = 83{,}899 + 94{,}001 W_d - 269{,}760 C_1 + 205{,}78\,\Delta C + 36{,}318\,Cr_1$
Cuptor *A*	$A = 31{,}091 - 191{,}26\,W_d - 22{,}425\,C_1 + 3{,}47\,\Delta C + 37{,}501\,Cr_1$
Cuptor *B*	$A = 11{,}504 + 361{,}17\,W_d - 7{,}897\,C_1 + 11{,}359\,\Delta C + 31{,}024\,Cr_1$

Tabelul 5

Eşantion al selecţiei	Indice de corelaţie	Eroare relativă, %
Integral	0,554	104,19
RUL	0,667	208,93
SMA	0,782	30,40
Cuptor *A*	0,569	142,07
Cuptor *B*	0,648	60,47

Tabelul 6

Eşantion al selecţiei	Ponderea de influenţă, %			
	W_d	C_1	ΔC	Cr_1
Interal	1,30	32,20	5,43	61,06
RUL	0,48	9,00	0,89	89,63
SMA	0,04	48,00	36,00	15,62
Cuptor *A*	0,27	20,34	17,24	59,88
Cuptor *B*	7,10	12,37	0,28	80,26

Pe aceleaşi eşantioane de date ale selecţiei s-au calculat şi ecuaţiile de regresie de tipul :

$$A = f(W_d, C_1, \Delta C, Cr_1) \qquad (5)$$

unde:

A este arderea de crom calculată cu relaţia (2);

W_d — viteza de decarburare medie, % C/min;

C_1 — conţinutul de carbon în momentul afinării, %;

Cr_1 — conţinutul de crom în momentul iniţial al afinării;

ΔC — oxidarea de carbon în timpul afinării, %.

S-au obţinut datele prezentate în tabelele 4, 5 şi 6.

La conţinuturi foarte scăzute de crom în baia metalică, ponderea de influenţă foarte ridicată a cromului asupra oxidării cromului se datorează mai ales fluctuaţiilor conţinuturilor de crom ale băii, care la variaţii de $\pm$ 0,01 — 0,04 % Cr provoacă variaţii pronunţate de comportament, mergînd de la oxidare la regenerarea acestuia; aceste fluctuaţii ca şi procesele de oxidare — regenerare sînt nesemnificative din punct de vedere tehnologic la conţinuturi de 0,07 — 0,20 % Cr în baie.

La oţelul slab sau mediu aliat cu crom, nichel, molibden, conţinuturile de crom ale băii metalice (chiar şi cele mici, adică sub 1% Cr), ca şi conţinuturile de carbon, au o pondere de influenţă ridicată, venind în sprijinul ideii care se poate desprinde şi din ecuaţiile de regresie de tip $W_d = f(\theta_1, C_1, Cr_1)$ şi anume că arderea de carbon la afinare depinde de conţinuturile de elemente oxidabile din baia metalică (deci şi de conţinutul de crom).

Ponderea mai scăzută care rezultă pentru viteza de decarburare W_d, asupra arderii cromului, trebuie considerată eronată pentru că nu s-a luat în considerare şi influenţa acesteia asupra creşterii de temperatură pe parcursul afinării (creştere care este de aşteptat să aibă o pondere însemnată asupra regimului cromului în baie).

Încercarea de explicitare a randamentului global de asimilare a cromului $\eta_{[Cr]}$, cu luarea în considerare a cantităţii totale de ferocrom adăugat şi a cromului regenerat, a dus la concluzia că trebuie luat în considerare şi conţinutul de oxigen al băii metalice (respectiv activitatea oxigenului) ca variabilă independentă, rezultînd relaţii care, deşi incerte, sînt în concordanţă cu unele date din literatura de specialitate şi cu practica industrială.

Concluzii

Analiza modului de conducere a decarburării în interdependenţă cu regimul cromului a dus la stabilirea unor date practice referitoare la regimul de suflare a oxigenului şi la regimul zgurei.

S-au stabilit o serie de corelaţii privind aducerea în limite optime a parametrilor suflării şi s-au fixat unii parametri raţionali pentru regimul zgurei, dat fiind că acesta influenţează atît procesul de decarburare la suflarea oxigenului, cît şi mai ales regimul cromului.

Referitor la regimul cromului se poate afirma că prezenţa acestui element în baia metalică îşi pune amprenta asupra vitezei de decarburare, pe care o influenţează, aspect pe care literatura de specialitate nu îl semnalează cu claritate.

O problemă care se pune este şi aceea de a se stabili, pe lîngă viteza de decarburare şi variaţia în timp a vitezei de decarburare şi conţinutul critic de carbon al băii metalice, la care viteza de decarburare atinge un maximum.

Chim. I. Dragoman, ing. C. Dragomir, sing. M. Virtineanu
ICEM – București
ing. V. Bertalan, sing. G. L. Rădulescu
I.P.R. Pleașa – Ploiești
ing. R. Schnell și I. Tache
TILI – București

Utilizarea maselor refractare plastice, livrate sub formă uscată, la căptușirea cuptoarelor de încălzire pentru laminoare

CZ : 666.76 : 621.783.2

Sub denumirea de mase refractare plastice se înțeleg produsele refractare constituite, în principal, dintr-un amestec de agregate refractare, bine calibrate și un plastifiant care, de obicei, este o argilă plastică sau un amestec de argile plastice.

Argilele adăugate ca liant trebuie să fie în stare naturală (necalcinate), foarte fin măcinate, să aibă refractaritatea mai scăzută decît agregatele refractare și contracția mică la uscare și ardere.

De asemenea, se mai încorporează în masele refractare plastice diverși lianți chimici, precum și adaosuri care dilată (disten ș.a) pentru compensarea contracției în timpul arderii. Se mai fac adaosuri de substanțe, în cantități mici, pentru a împiedica fisurarea, înghețarea, rezistența la zgure, pentru întărirea la aer ș.a. [1], [2].

Agregatele refractare convenționale folosite la prepararea maselor refactare plastice sînt : șamote silicoaluminoase, mulit, bauxită, corindon, alumină tabulară, cromit ș.a., care formează partea grosieră și sînt mecanic mai tari decît liantul. Unii fabricanți de mase refractare plastice limitează dimensiunea maximă a granulelor la cca 6 mm, iar în ceea ce privește partea fină, s-a găsit un conținut de granule sub 0,088 mm de cca 32 %.

Firmele străine livrează masele refractare plastice în stare umedă, trecute printr-o strangpresă, sub forma unor calupuri, gata pentru utilizare prin ștampare cu ciocane pneumatice de bătătorire.

Recent firma austriacă PLIBRICO a prezentat lucrări efectuate de punere în operă a maselor refractare plastice prin torcretare, ceea ce reprezintă o noutate în tehnologia de folosire a acestor materiale, care va da un nou impuls în dezvoltarea lor [3].

În stare crudă sau uscată, masele refractare plastice au o rezistență mecanică slabă și ele trebuie arse la o temperatură destul de ridicată pentru a se forma liantul ceramic, care le conferă legătura lor finală.

Sortimente de mase refractare plastice fabricate în țară

Preocuparea ICEM pentru realizarea maselor refractare plastice este mai veche. Începînd din anul 1969 s-a realizat o masă refractară plastică grafitată Plasticem TJ (STAS 9679-74), livrată în stare umedă, folosită în special pentru protecția fundurilor oalelor de turnat oțel sau pentru rine și jgheaburi de turnare a fontei și oțelului. Masa refractară Plasticem – TJ se folosește într-o măsură mai mică pentru realizarea unor căptușeli propriu-zise.

În prezent, pentru realizarea parțială sau integrală a căptușelii unor agregate termice industriale, s-au asimilat în fabricație la I.P.R. Pleașa – Ploiești o gamă de sortimente de mase refractare silicoaluminoase și aluminoase plastice, negrafitate, ale căror principale caracteristici fizico-chimice sînt prezentate în tabelul 1.

În R. S. România, masele refractare plastice se livrează sub forma a doi componenți :

– un amestec granular uscat, masa refractară plastică propriu-zisă, livrată ambalată în saci ;

– liantul chimic, în soluție (monofosfat de aluminiu sau în lipsa acestuia acid fosforic cu concentrație de min. 1,5 g/cm³).

Metode de control și caracterizare a maselor refractare plastice silicoaluminoase

În ceea ce privește caracterizarea maselor refractare plastice, aceasta se poate face prin prisma următoarelor proprietăți principale :

Caracteristicile fizico-chimice ale sortimentelor de mase refractare plastice, fabricate la I.P.R.-Pleașa – Ploiești *Tabelul 1*

Caracteristici fizico-chimice principale	Denumirea sortimentelor					
	MP 40	MP 50	MP 60	MP 70	MP 80	MP 90
– Al_2O_3, % min.	40	50	60	70	80	90
– Fe_2O_3, % max.	2,5	2,0	2,0	1,5	1,4	1,0
– Densitatea aparentă *), g/cm³	1,99	2,05	2,15	2,3	2,45	2,55
– Rezistența la compresiune* , daN/cm²	200	220	250	250	250	300
– Temperatura maximă de utilizare, °C	1 300	1 400	1 450	1 550	1 600	1 650

*) După ardere la temperatura maximă de utilizare

— fizice : lucrabilitate, dimensiunea maximă a granulelor (compoziţia granulometrică), densitate ş.a. ;

— chimice : analiza chimică ;

— ceramice : limită de utilizare, domeniu optim de serviciu, deformarea sub sarcină, permeabilitate, densitate aparentă, porozitate, contracţie (schimburi permanente liniare), dilatare termică reversibilă, rezistenţă la compresiune, rezistenţă la încovoiere, conductivitate termică ş.a.

În general, se consideră că refractarele plastice trebuie să îndeplinească următoarele condiţii de calitate :

— să fie refractare ;

— să aibă prelucrabilitate optimă pentru a putea fi aplicate cu densitatea maximă la un minim de manoperă şi pierderi de material ;

— să aibă stabilitate de volum la temperaturile de lucru, adică contracţia la uscare şi contracţia în condiţiile de lucru să nu producă crăpături şi deformări, în general se consideră că o uşoară dilatare prezintă avantaje ;

— să aibă o bună rezistenţă la şoc termic ;

— să reziste la condiţiile atmosferice fără să crape sau să se distrugă ;

— produsul trebuie să fie plastic, adică să fie gata preparat pentru folosirea prin ştampare manuală sau prin utilizarea ciocanelor pneumatice [5].

Aprecierea calităţii maselor refractare plastice prin prisma caracteristicilor sus-menţionate nu este posibilă după STAS 9679-74.

Din aceste motive, în prezent în cadrul ICEM, pentru caracterizarea maselor refractare plastice silicoaluminoase s-au preluat determinările indicate de ISO şi PRE. Astfel, determinarea „aptitudinii la fasonare" se apreciază prin indicele de lucrabilitate, ce se obţine din măsurarea deformării plastice a unor epruvete supuse la un anumit număr de impacturi, prin deformare plastică înţelegîndu-se, în general, o deformare fără crăpături a masei, dependentă în principal de plasticitatea argilei din care este alcătuită masa refractară.

Din literatura de specialitate rezultă că indicele de lucrabilitate al maselor refractare plastice trebuie să fie peste 15% [2]. Folosind un material cu un indice de lucrabilitate de ordinul 25—28%, acesta poate fi aplicat repede cu ciocane pneumatice, dar are o tendinţă de deformare în jurul punctului de compactare, în loc să se întărească. Un material cu această lucrabilitate va fi indicat pentru înzidirea pereţilor laterali, dar nu va fi corespunzător pentru un arc de boltă, unde este probabil că se va produce o încovoiere după îndepărtarea cofrajelor. În acest ultim scop, este indicat un material cu o lucrabilitate mai mică, de exemplu 12—15%. Pe de altă parte, dacă produsul este pregătit prea consistent, se pot ridica probleme de punere în operă şi este în mod practic dificil de a îmbina straturile succesive şi părţile laterale ale calupurilor, care ulterior pot genera fisuri. Cu aceeaşi argilă, o lucrabilitate mai mare a masei refractare plastice se obţine, în general, printr-un conţinut mai ridicat de apă sau de argilă sau de ambii componenţi [4].

Orientativ, se prezintă indicii de lucrabilitate obţinuţi la cîteva produse indigene din producţia curentă a I.P.R. Pleaşa—Ploieşti :

— MP-50 utilizată la C.S.G. pentru bolţile cuptoarelor cu propulsie : 14—15% ;

— MP-70 : 17—19% (după corectare cu 2,5 % argilă Medgidia).

O altă caracteristică importantă a maselor refractare plastice este rezistenţa la încovoiere, care este considerată ca o determinare mai importantă decît rezistenţa la compresiune. Majoritatea firmelor străine prevăd, pentru aprecierea rezistenţei mecanice, numai rezistenţa la încovoiere (modulul de rupere), fără să mai prezinte date asupra rezistenţei la compresiune. STAS 9679-74 nu prevede pentru rezistenţa mecanică decît rezistenţa la compresiune, determinată pe cuburi.

Fără să se epuizeze sau să se aprofundeze acest subiect al modului de apreciere a caracteristicilor maselor refractare plastice se consideră că numai cele două argumente prezentate mai sus sînt suficiente pentru a îndreptăţi opinia întocmirii unui nou STAS cu metode specifice de caracterizare a acestor produse, care să ajute la aprecierea calităţii produselor fabricate sau livrate şi să dea indicaţii asupra posibilităţilor de punere în operă.

Utilizarea maselor refractare plastice la cuptoarele de încălzire pentru laminoare

Masele refractare plastice îşi găsesc, în prezent, un domeniu larg de aplicaţii atît în construcţia de noi căptuşeli, cît şi la reparaţia celor uzate.

În R. S. România primele utilizări ale maselor refractare plastice s-au făcut cu produse din import, astfel că asimilarea lor industrială s-a făcut ca o cerinţă a înlocuirii importului.

Dintre sortimentele de mase refractare plastice ce se fabrică în ţară, cea mai largă utilizare a căpătat-o masa refractară plastică MP-50, din care s-au executat bolţile următoarelor cuptoare cu propulsie de 70 t/h de la I. L. Brăila, I. M. Focşani şi I. M. Iaşi ; de 200 t/h, de la C.S.G. L.T.G.-2 şi L.B.C. ; de 250 t/h de la C.S.G.—L.S.F., precum şi bolta cuptorului cu vatră rotativă (carusel) de 12 t/h de al laminorul de bandaje Reşiţa.

Din MP-60 s-au executat glisierele cuptoarelor cu propulsie de mai sus.

Bineînţeles că acestea nu constituie întreaga gamă de utilizări posibile şi că domeniul de utilizare a acestor materiale este an de an în continuă creştere.

În ceea ce privește tehnologia de execuție a căptușelilor din mase refractare plastice, aceasta constă din următoarele operații principale, care se efectuează la locul de punere în operă:

— pregătirea masei plastice: dozarea celor doi componenți livrați de fabrica producătoare, umezirea cu apă și omogenizarea pînă la obținerea unui material cu lucrabilitatea adecvată;

— confecționarea calupurilor de masă refactară plastică cu dimensiunile de 250/250/50 mm, care se obțin într-un tipar prin batere cu un ciocan pneumatic tip CB8.

Acest mod de preparare a maselor refractare plastice s-a dovedit a fi eficient. Adaosul de fosfat de aluminiu 2,5—3 % și umiditatea de 6—8% au dat plasticitatea necesară fasonării calupurilor, înlocuind o preparare mult mai laborioasă, care se execută curent în fabrică: amestecare în colergang, trecere prin strang-presă și tăierea calupurilor;

— ștamparea propriu-zisă a masei refractare plastice pe locul de serviciu se face într-un cofrag solid, constituit din dulapi, atît la partea de jos, cît și la partea de sus a bolții. Direcția de ștampare, în cazul bolților, este perpendiculară pe direcția dată de poziția omului în picioare, respectiv în direcția de desfășurare a lungimii bolții. Operația de ștampare se execută cu ciocane pneumatice mai ușoare, de tip CB5, bineînțeles respectîndu-se o metodologie și o serie de prescripții care se pun la dispoziție de fabricantul acestor produse. Un detaliu de căptușire a bolții cuptoarelor cu propulsie este arătat în figura 1;

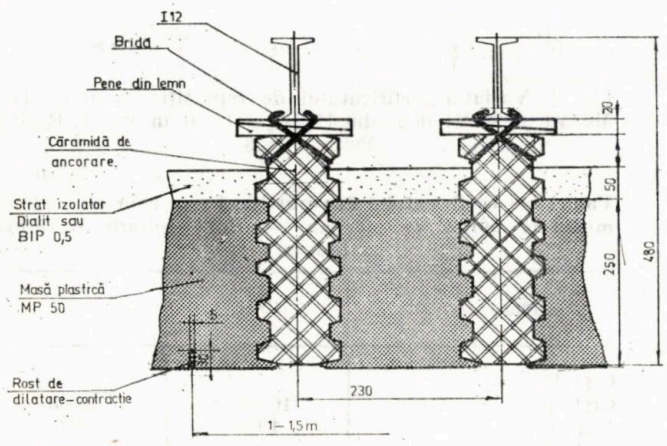


Fig. 1. Detaliu de ancorare și căptușire a bolții cuptoarelor cu propulsie de la laminoare

— imediat după decofrarea fiecărei zone ștampate se face asprirea cu perii de sîrmă a suprafeței bolții dinspre interior (la foc) și practicarea unor orificii cu Ø3 mm, echidistant la 150 mm cu adîncimea, de regulă, pe jumătate din grosimea căptușelii, în vederea ușurării evaporării apei și aerisirii în timpul uscării;

— tăierea rosturilor de dilatare-contracție, cu grosimea minimă posibilă (3 mm) pe adîncimea de 30—80 mm, formîndu-se un caroiaj de panouri pătrate cu latura de 1—1,5 m.

La căptușirea cu mase plastice a agregatelor termice, de o mare importanță este și calitatea cărămizilor refractare, cu nervuri pentru ancorare. S-a dovedit că în cazul unor cărămizi de calitate necorespunzătoare, acestea n-au făcut față solicitărilor din aceste locuri de serviciu; cărămizile retezîndu-se, în special în zona secțiunii celei mai mici, conducînd la prăbușirea unor porțiuni ale bolții. Se menționează că la calculul de rezistență trebuie avute în vedere datele de rezistență la tracțiune și nu la compresiune, cum, în general, se practică.

Cărămizile de ancorare tip B_1 de calitatea EC 79—EC 82 S s-au dovedit corespunzătoare, neridicînd probleme la recepții sau în serviciu.

Pentru ancorarea cărămizilor cu nervuri de grinzile de susținere ale bolții (profile tip I), s-au asimilat bride din sîrmă de oțel refractar cu Ø 8—10 mm, mărcile 12NiCr250; 15SiNiCr 250.

Este cunoscut că la punerea în operă a maselor refractare plastice se consumă multă manoperă. Din lucrările efectuate a rezultat că un ștampator, asigurat cu uneltele necesare, poate ștampa cca 1 m³/8h.

Prima boltă din masa refractară plastică indigenă este în funcțiune din anul 1978, avînd astfel pînă în prezent o durabilitate de cca 5 ani.

Concluzii

Din cele prezentate reiese că s-a realizat o gamă de mase refractare plastice, livrate sub formă uscată, dintre care cea mai mare utilizare și-a găsit-o masa refractară plastică MP 50 la construcția bolților cuptoarelor cu propulsie de la laminoare.

Prima boltă construită din masă refactară MP 50 este în funcțiune din anul 1978.

Pentru un control mai adecvat atît al fabricației, cît și al condițiilor de utilizare, se constată că actualul STAS 9679-74 de mase refractare plastice nu reflectă caracteristicile fizice de bază ale acestor produse și se ridică problema reactualizării lui.

Posibilitățile de utilizare a maselor refractare plastice n-au fost epuizate și, ținînd seamă de proprietățile avantajoase ale acestor produse, rezultă că extinderea utilizării lor este numai o problemă de timp.

BIBLIOGRAFIE

[1] Davidson, J. A. C. *Refractare modelabile.* În: Refractories Journal, Anglia, iunie, 1967, p. 206.

[2] Kamil, C. *Refractare modelabile.* În: Refractories Journal, Anglia, ian. — febr., 1976, p. 10— 13.

[3] Pils, G. *Execuția maselor plastice prin toicietare.* A VIII-a Conferință de betoane refractare, Bratislava, 1983.

[4] Turner, B. *Factori care influențează realizarea și performanțele refractarelor plastice.* În: The Refractories Journal, Anglia, noiembrie, 1971, p. 10—12.

Obținerea manganului și cuprului de înaltă puritate

Ing. M. Dinu
M.I.M.U.E.E. — București

CZ : 669.054 : 669.2/.8

Studiul ce se prezintă este o primă tentativă de obținere a unui mangan ce ar putea servi ca material inițial pentru purificări avansate prin procedee fizice răspîndite în laboratoare.

Topirea zonară este o metodă ultimă de purificare și conduce la cele mai bune rezultate dacă se folosește un metal din care s-au eliminat deja anumite impurități ce migrează greu prin topire. În cazul manganului, topirea zonară sub hidrogen a fost aplicată [1] și elemente ca sulful și azotul rămîn la conținuturi de peste 100 ppm, iar impuritățile metalice sînt superioare lui 50 ppm.

Distilarea sub vid nu elimină sulful, fierul, cuprul și alte metale [2], [3].

Fierul este impuritatea preponderentă a cuprului purificat prin topire în „zonă flotantă". El rămîne la o valoare de 0,5 10^6 (masă) (foarte apropiat de cel inițial). În afară de un puternic coeficient de influență asupra rezistivității electrice a cuprului (20 $\mu\Omega$cm/at%Fe, a se compara cu 0,2 $\mu\Omega$cm/at %Ag și 9,2 $\mu\Omega$cm/at%S), fierul limitează în mod considerabil valoarea raportului de rezistență măsurată la temperatura ambiantă și cea a heliului lichid $R_{294\,K}/R_{4,2\,K}$, valoare de raport considerată ca un criteriu de puritate globală pentru cupru. Creșterea acestui raport de la cca 1 500 — 2 000 pentru metalul inițial la o valoare de cca 5 000, obținut pe un metal topit zonar, este în mod esențial datorată reducerii de cca 10 ori a conținuturilor în arsenic, stibiu, argint, aur, zinc, sulf și fosfor. Aceste elemente se găsesc în conținuturi de ordinul a 10^{-8} (sau $< 10^{-8}$ pentru unele dintre ele) în cuprul topit zonar.

Rezultă deci că cuprul este purificat în anumite elemente prin topire zonară [4], [5], dar ar fi foarte avantajos de a se extrage în prealabil ultimele urme de fier.

Purificarea manganului. Purificarea unei soluții de acid sulfuric, saturată în sulfat de mangan, ar avea avantajul că poate fi supusă direct electrolizei, evitînd astfel alte operații suplimentare (sursă permanentă de poluare).

Valorile coeficientului de repartiție a cîtorva impurități ale manganului au fost determinate în mediu de acid sulfuric saturat în sulfat de mangan (tab. 1 și fig. 1) [7] — [9]. Din aceste date rezultă că purificarea manganului nu este posibilă în acest mediu cu schimbători de ioni.

Studii anterioare au arătat că în mediu de clorură neutră de metale din grupa fierului există pentru unele elemente o creștere a adsorbției de către rășină față de mediul acid HCl [6].

Figurile 2, 3 reprezintă variația adsorbției cîtorva elemente-impuritate în soluție $MnCl_2$ neutră, în funcție de normalitatea exprimată în Cl^-. În linie punctată s-au prezentat și datele obținute de Krauss și Coll [10], [11]. Din comparația acestor date rezultă că purificarea manganului este recomandat să fie făcută în mediu de clorură neutră (tab. 2).

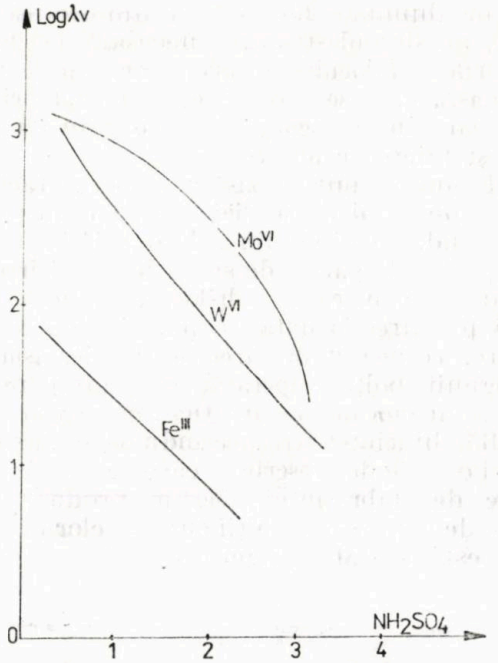


Fig. 1. Variația coeficientului de repartiție λv al Fe III, Mo VI și W VI în mediu H_2SO_4 saturat în Mn II. Rășina Dowex 1 × 8

Tabelul 1

Valori ale coeficientului de repartiție λv a unor elemente în mediu de sulfat de mangan — acidul sulfuric și rășina Dowex 1 × 8

Normalitatea în H_2SO_4	0,5 N	1N
Cr(III)	2	1
Cr(IV)	10 000	2 000
Mo(VI)	1 000	700
W(VI)	800	300
Fe (III)	50	20
FeII, Zn II, Cu II, Mn II, Ni II	8	8

Pentru a trasa cromatograma purificării, s-a studiat deplasarea frontului Mn (II) în timpul

trecerii soluției pe coloană. Frontul fiind practic invizibil pe coloană, s-a utilizat pe de o parte radiotrasorul $^{54}_{26}Mn$ și pe de altă parte dozarea complexometrică a manganului [14]

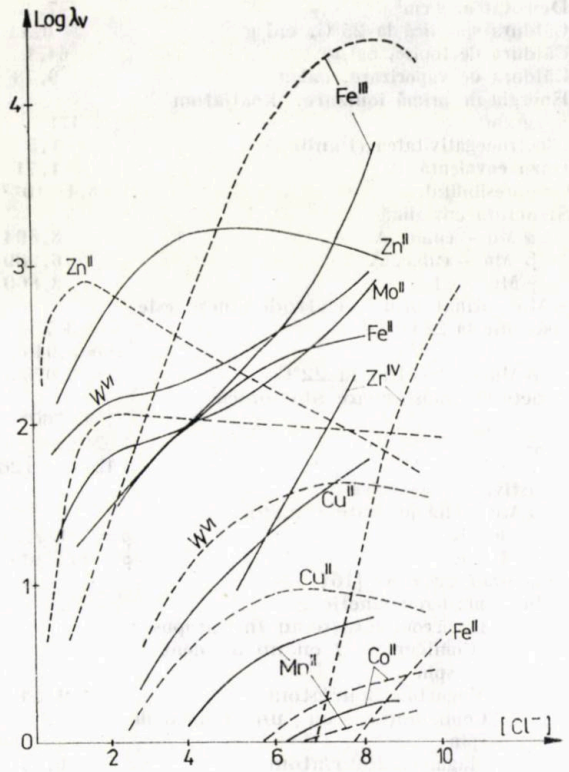


Fig. 2. Fixarea elementelor pe rășina Dowex 1 × 8 în mediu HCl (linia discontinuă), în mediu $MnCl_2$ (linia continuă)

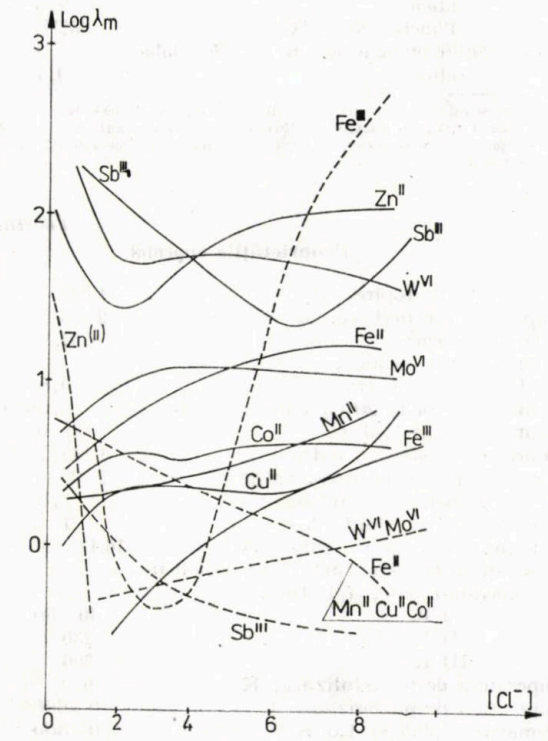


Fig. 3. Fixarea elementelor pe rășina Dowex 50 W × 8 în mediu HCl (linia discontinuă) și în $MnCl_2$ (linia continuă)

Tabelul 2

Comparația adsorbției unor impurități în mediu acid pur HCl la 8,5 și în soluție $MnCl_2$ la 8,5 N. Rășina Dowex 1×8

Elementul adsorbit	λ'v HCl pur la 8,5 N	λv în $MnCl_2$ neutră la 8,5 N clor	λv / λ'v
Zn II	100	1 800	18
Mo VI	95	800	8,4
W VI	40	900	22,5
Cu II	8,5	58	6,7
Fe III	25 000	2 000	—
Zr IV	9	200	22,2
Co II	0,5	0,7	—
Mn II	0	4	—
Ni II	0	0	0

în fracțiunile de eluant, în scopul detectării ieșirii manganului din coloană.

Toate aceste rezultate au servit la trasarea cromatografiei din figura 4, care reprezintă dinamica coloanei și gama de elemente eliminate în timpul operației de purificare. Liniile punctate reprezintă progresia frontului soluțiilor. Elementele ce nu sînt adsorbite pe rășină

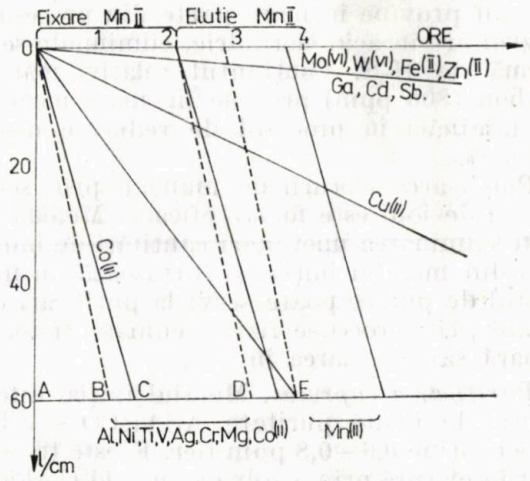


Fig. 4. Cromatograma de purificare a unei soluții de $MnCl_2$ neutră și saturată

sînt eliminate în intervalul $B-D$: Al III, Ni II, Ag I, Cr III, Co II, alcaline și alcalino-pămîntoase. Elementele reprezentate pe dreapta cu pantă mică sînt cele puternic adsorbite : Fe III, Mo VI, W VI, Zn II, Sb V, Sb III, Ga III, U VI etc. Eluția manganului se realizează cu ajutorul apei dublu distilate, obținută în aparat din cuarț cu distilare la presiune atmosferică.

Modul de lucru este următorul : soluția de clorură de mangan neutră (~ 230 mg Mn/ml) trece pe o coloană cu rășină cationică Dowex 50 W × 8. După trecerea soluției, rășina este spălată cu HCl 3 N și cu apă distilată.

Urmează purificarea soluției pe coloana cu rășină anionică Dowex 1 × 8. Se obține astfel separarea manganului de un mare număr de elemente.

Trecerea clorurii în metal s-a făcut după îndepărtarea excesului de apă prin reducere metalotermică cu calciu metalic.

Tabelul 3

Analiza metalului purificat în 10^{-6} (mangan)

Elementul – impuritate	Metalul inițial	Metalul după purificare
Cupru	80	1,5
Zinc	20	0,5
Fier	100	6
Wolfram	100	2
Molibden	100	3
Cobalt	25	0,1
Sulf	2 100	0,5
Carbon	25	800

Conținutul de impurități în manganul astfel obținut și în metalul inițial este prezentat în tabelul 3. Determinările s-au făcut folosind metoda radioactivizării elementelor într-un reactor atomic.

Din tabelul 3 se observă că principalele impurități ale metalului astfel obținut sînt de ordinul părții pe milion. Scăderea conținutului de sulf provine în mare parte din procesul de dezvoltare în acid clorhidric, eliminîndu-se sub formă de H_2S. Conținutul relativ mare de carbon (800 ppm) provine în mare parte din contaminări în procesul de reducere metalotermică.

Purificarea clorurii de mangan prin schimbători de ioni este foarte eficace. Metoda permite eliminarea unei mari cantități de impurități din metalul inițial și furnizează un metal destul de pur ce poate servi la purificări ulterioare prin procedee fizice, cum ar fi topirea zonară sau distilarea în vid.

Purificarea cuprului. Metalul inițial este un cupru de înaltă puritate ASARCO — S.U.A. care conține 0,6—0,8 ppm fier. El este transformat în clorură prin dizolvare în acid clorhidric. Soluția astfel obținută este supusă unui tratament cu schimbători de ioni pe coloană.

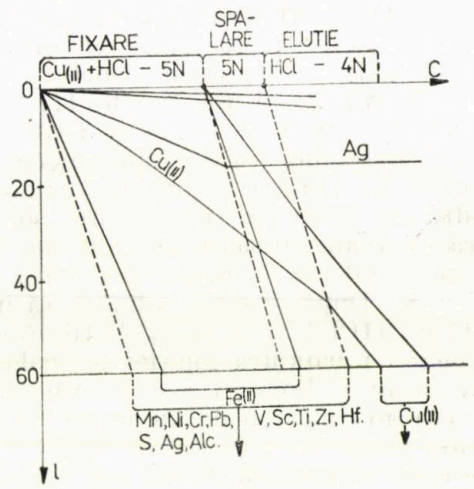


Fig. 5. Cromatograma de purificare a unei soluții de $CuCl_2$ acidă

Tabelul 4

Proprietățile manganului metalic

Temperatura de topire, °C	1 245
Temperatura de fierbere, °C	2 150
Densitatea, g/cm³	7,43
Căldura specifică la 25°C, cal/g	0,115
Căldura de topire, cal/g	64,1
Căldura de vaporizare, cal/g	9,78
Energia de primă ionizare, kcal/atom gram	171
Electronegativitatea (Pauling)	1,5
Raza covalentă, Å	1,71
Compresibilitatea	$8,4\times10^{-7}$
Structura cristalină	
α Mn — cubic, Å	8,894
β Mn — cubic, Å	6,289
γ Mn — c.f.c.	3,860
γ Mn obținut prin electrodepunere este pătratic la 22°C	$a = 3,77$ C $c/a = 0,940$
δ Mn cub centrat la 22°C	$a = 3,075$
Puncte de transformare alotropică	
$\alpha \rightleftharpoons \beta$	709—760*
$\beta \rightleftharpoons \gamma$	1 024—1 090
$\gamma \rightleftharpoons \delta$	1 120 — 1 126
Rezistivitatea electrică	
α Mn înaltă puritate (99,99)	
la 300 K	$\rho = 144$, μΩ cm
la 4,2 K	$\rho = 14,5$, μΩ cm
Proprietăți magnetice [16]	
α Mn — antiferomagnetic	
Două configurații au fost propuse :	
Configurația *1* cu un moment de spin	
Magneton Bohr/atom	1,54
Configurația *2* cu un moment de spin	
Magneton Bohr/atom	0,85
Punctul Néel, K	90
β Mn paramagnetic pînă la 1,5 K	
γ Mn antiferomagnetic magneton Bohr/atom	2,5
Punctul Neel, °C	387°C
δ Mn antiferomagnetic magneton Bohr/atom	0,7

* Lipsesc măsurători pe metal cu un titlu superior lui 99,9. Se observă că transformarea $\alpha \rightleftharpoons \beta$ este foarte sensibilă cu presiunea aplicată. Ea trece de la 710°C la presiunea atmosferică la 1 150°C pentru o presiune aplicată de circa 50 K bar [16]

Tabelul 5

Proprietățile cuprului

Temperatura de topire, °C	1 083
Temperatura de fierbere, °C	2 595
Densitatea, g/cm³	8,94
Conductivitatea termică, cal/s × cm² × °C/cm	0,94
Căldura specifică la 20°C, cal/g	0,0981
Căldura de topire, cal/g	48,9
Căldura de vaporizare, cal/g	1 145,7
Energia de primă ionizare, cal/g	2 800
Electronegativitatea (Pauling)	1,9
Raza atomului covalent, Å	1,17
Coeficientul de dilatare liniară la 20°C	$16,42\times10^{-6}$
Temperatura de restaurare după iradiere la temperaturi joase, trei stadii :	
I K	40—50
II K	230
III K	300
Temperatura de recristalizare, K	670
Temperatura de pligonizare, °C	550—600*
Paramagnetic pînă la 1,5 K	750—800

* Proprietate foarte sensibilă la gradul de puritate. Un metal de înaltă puritate 99,999. Metal de puritate comercială 750 — 800°C

Se observă că solubilitatea clorurii cuprice scade foarte repede cu creşterea concentraţiei în acid clorhidric. Concentraţia în Cu (II) trece de la 290 mg/ml în mediu neutru la 100 mg/ml în mediu 8 N, deci o reducere de circa trei ori.

S-a realizat purificarea clorurii cuprice după o schemă asemănătoare cu cea a cobaltului (fig. 5).

Modul de lucru — Fixarea cuprului Cu(II) pe răşina Dowex 1 × 8 în mediu HCl 5 N. Simultan cu cuprul ($E'_{Cu} = 0{,}40$) se fixează şi următoarele elemente-impuritate: Fe III, Mo VI, Sb V, Sb III, Co II, Cl VI, Ga III etc. Nu sînt fixate: Fe II ($E'_{FeII} = 1{,}4$), Ni II ($E_{Ni} = 2{,}3$), Cr III, Ta V, Pb II, Ge IV — pămînturile rare, alcalinele şi alcalino-pămîntoase.

— Spălarea Cu II cu HCl 5 N.

— Eluţia Cu II cu HCl 4 N. Rămîn fixate pe răşină elementele Fe III, Mo VI, Sb III, Sb V, Zn II, Co II, constantele lor de eluţie fiind relativ mici (< 0,1).

Clorura cuprică astfel obţinută a urmat trei căi pentru a fi transformată în metal:

— reducere cu hidrogen la 500 °C;

— electroliza în mediu de clorură (13,14);

— transformarea clorurii în nitrură prin schimbătoare de ioni, urmată de electroliză.

Cuprul astfel obţinut este topit în cuptor cu inducţie în creuzet de grafit în vid de $\sim 10^{-5}$ tor. Pe acest lingou cu masa de cca 30 g se efectuează măsurători de rezistivitate electrică la temperatură joasă. O parte din eşantion serveşte pentru determinarea fierului prin metode radioactive.

Conţinutul de fier în cuprul iniţial a fost de 0,6 ppm şi a scăzut la 0,25 ppm, raportul de rezistenţă $\rho_{4,2\ K}/\rho_{294\ K}$ trece de la 5×10^{-4} la $2{,}610^{-4}$ sau altfel spus raportul de rezistenţă $R_{294\ K}/R_{4,2\ K}$ trece de la metalul iniţial 2 000 la cel purificat în fier la 3 000.

Încercările efectuate au arătat că este posibilă o purificare avansată a cuprului faţă de impuritatea fier prin metoda schimbătorilor de ioni.

BIBLIOGRAFIE

[1] Allen, B. C. În: Trans. Metal Soc. AIME, S.U.A., 230–60, 1964, p. 1357.

[2] Kelley, K. K. În: J. Amer. Chem. Soc., 61, 1939, p. 203.

[3] Sieverts, A. şi Moritz, H. În: Z. Phy. Chem., Germania, 180, 1937, p. 249.

[4] J. Le Hericy. În: Ac. Sc., Paris, 251, 1960, p. 1509. Ann. Chim., Franţa, 1966, p. 129.

[5] J. Le Hericy, Nardin, M. şi Vu Quong Kinh În: C. R. Acad. Sc., Franţa, 259 C, 1969, p. 224.

[6] Nardin, M. În: Inorganic Nuclear Chemistry, Olanda, 33, 1971, p. 3905.

[7] Strelow, F. W. E. şi Bothma, C.J.C. În: Annal Chem., S.U.A., 39, 1957, p. 595.

[8] Nardin, M. În: Mem. Sc. Rev. Metall., Franţa, 67, 1970, p. 431.

[9] Danielson, L. În: Acta Chem. Scand., Suedia, 19, 1965, p. 670.

[10] Krauss, K. şi Moore, G. E. În: J. Am. Chem. Soc., S.U.A., 75, 1953, p. 1460.

[11] Nelson, F., Murase, T. şi Krauss, K. A. În: J. Chomotog., S.U.A., 13, 1964, p. 503.

[12] Nardin, M. şi Talbot, S. În: C. R. Acad. Sc., Franţa, 269 C, 1969, p. 1608.

[13] Nardin, M. În: Mem. Sc. Rev. Metal., Franţa, 67, 1970, p. 725. În: C. R. Acad. Sc., Franţa, 269 C, 1970, p. 453.

[14] * * * Brevet Elveţia nr. 245126, S.U.A., nr. 2583890 şi 2583891.

[15] Nardin, M. *Monographie sur les métaux de hautes pureté*. Paris, Ed. Masson, 1972.

[16] Nardin, M., Larthiair, G. şi Frucland, R. În: C.R. Acad. Sc., Franţa, 274, 1972, p. 2168; Mat. Research Bull., S.U.A., 7, 1972, p. 109; 8, 1973, p. 1027; Bull. Soc. Chim., Franţa, 11, 1973, p. 2959.

Evidențierea efectului Bauschinger la trei mărci de oțel

Ing. B. Irimescu
Institutul de cercetări metalurgice
București

C Z : 539.374

Lucrarea prezintă anumite aspecte ale efectului Bauschinger la trei mărci de oțel cu structuri diferite, prin introducerea a trei parametri legați respectiv de tensiune (β_σ), deformație (β_ϵ) și energie (β_E). Parametrul β_E oferă cea mai completă reprezentare a mărimii efectului Bauschinger, fiind caracteristic fiecărui material. Evidențierea interdependenței parametrilor propuși cu coeficientul de ecruisare n dă mărimea capacității de deformare specifică pentru materialele cercetate.

Este bine cunoscută dependența reologică a unui metal de starea curentă a tensiunilor și de gradul de deformare la care este supus. În 1881, Bauschinger [1] a observat pentru prima dată că un material metalic supus unei deformații plastice are o limită elastică mai mare la o a doua deformare în același sens decît la deformarea în sens contrar. Altfel spus, un material se deformează mai ușor dacă solicitarea este inversată decît dacă este repetată în aceeași direcție. Observația lui Bauschinger implica doar un singur aspect al fenomenului sesizat, comportamentul direcțional în relația tensiune-deformație fiind mult mai complex decît se credea inițial și impunînd eforturi deosebite pentru elucidarea fenomenului.

Cea mai simplă tehnică de punere în evidență a fenomenului o constituie încercarea uniaxială, în care epruveta este supusă la o solicitare de întindere urmată de una de compresiune, alura curbei tensiune-deformație obținută fiind prezentată în figura 1. Reducerea limitei de elasticitate ($\sigma_R < \sigma_P$) și mărimea deformației Bauschinger, β au o importanță deosebită, în special în procesele tehnologice ce utilizează deformația la rece, cît și pentru structurile ce sînt

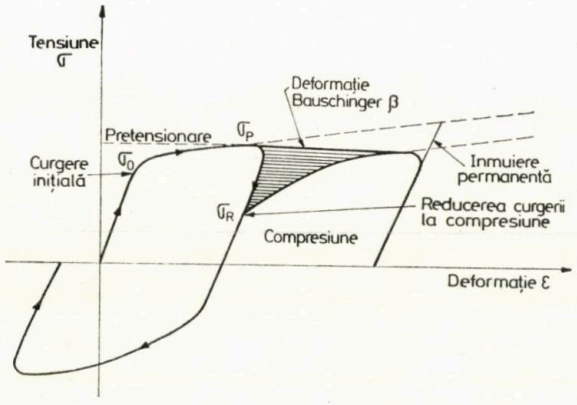


Fig. 1. Curba tensiune-deformație la întindere-compresiune cu evidențierea efectului Bauschinger

solicitate la sarcini cu sensuri de aplicare diferite de cele ale încărcării inițiale.

Lucrarea își propune să pună în evidență anumite aspecte ale efectului Bauschinger prin introducerea unor parametri ce urmăresc evaluarea și interpretarea fenomenului.

Cauze posibile ale efectului Bauschinger

Teoriile care încearcă să explice efectul Bauschinger au la origine o abordare macro- sau microscopică a fenomenului. Primele teorii se bazau pe o abordare macroscopică, pornind de la aplicarea teoriei plasticității și încercînd să explice prin ecruisare descrierea fenomenologică a comportamentului materialului. Astfel, modelul bazat pe ecruisarea izotropă [2] presupune suprafața de curgere inițială în extindere uniformă în timpul deformării plastice, suprafața de curgere inițială putînd defini un material izotrop sau anizotrop [3]. Modelul bazat pe ecruisarea cinematică [4] consideră suprafața de curgere inițială stabilă în formă și orientare, dar translatînd în spațiul tensiunilor ca un corp rigid. Masing [5] a propus un model bazat pe efectele tensiunilor interne și în special pe tensiunile macroscopice reziduale dezvoltate ca o rezultantă a deformațiilor neomogene a grăunților din metalele cu structură policristalină.

Necesitatea abordării prin prisma conceptelor microscopice a devenit evidentă odată cu observarea efectului Bauschinger în monocristalele de alamă și cupru [6], [7]. Aceste teorii au la bază abordarea fenomenului de ecruisare prin teoria dislocațiilor, legată de efectele tensiunilor reziduale asociate barierelor dispuse în calea migrării dislocațiilor, a influenței tensiunilor de ordin îndepărtat ce se nasc în timpul procesului de deformare [8] sau a rolului anizotropiei ca o consecință a pretensionării în rezistența la înaintare a dislocațiilor [9].

Date experimentale

Încercările s-au efectuat pe trei tipuri de oțeluri: un oțel carbon R 52 (feritoperlitic), un oțel silicios de tipul Fe—3%Si (feritic) și un oțel austenitic de tipul 304 L. În tabelul 1 sînt prezentate compozițiile chimice, în tabelul 2, caracteristicile mecanice, iar în figura 2, diagramele originale tensiune-deformație pentru cele trei materiale.

Tabelul 1

Caracteristicile chimice ale oţelurilor Fe – 3% Si, R 52 şi 304 L

Oţel marca	Conţinutul, %									
	C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Mo	Co	Cu
Fe–3% Si	0,02	0,09	0,013	0,017	3,06	—	—	—	—	—
R 52	0,15	1,27	0,034	0,026	0,77	0,12	0,22	—	—	0,15
304 L	0,03	1,56	0,022	0,005	0,42	19,16	10,24	0,37	0,21	0,23

Tabelul 2

Caracteristicile mecanice ale oţelurilor R 52, Fe–3% Si şi 304 L

Caracteristicile mecanice	R 52	Fe–3% Si	304 L
Modulul de elasticitate E (MPa)	$2,07 \times 10^5$	$1,91 \times 10^5$	$1,93 \times 10^5$
Limita de curgere $R_{p0,2}$(MPa)	340	415	235
Limita de rupere R_m (MPa)	510	565	570
Deformaţia specifică la rupere ε_f	0,783	0,918	1,20
Tensiunea reală la rupere σ_f (MPa)	910	1 080	1 235
Gîtuirea Z(%)	54	60	69
Coeficientul de ecruisare n	0,300	0,073	0,110
Coeficientul de rezistenţă K (MPa)	358	618	408
Raportul $R_{p0,2}/R_m$	0,666	0,734	0,412

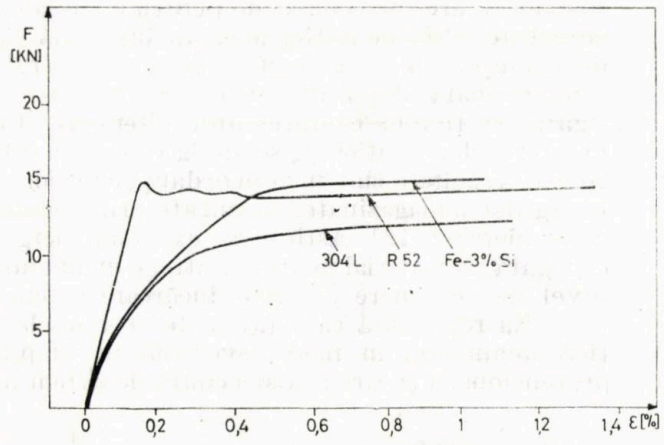


Fig. 2. Diagramele originale tensiune-deformaţie pentru oţelurile R 52, Fe-3% Si şi 304 L

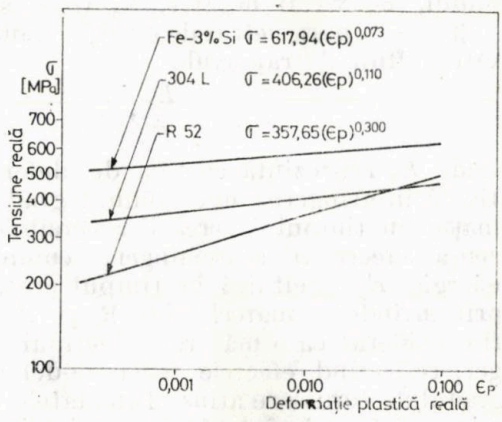


Fig. 3. Relaţiile tensiune reală-deformaţie plastică reală pentru oţelurile R 52, Fe-3% Si şi 304 L

Relaţia experimentală tensiune-deformaţie a fost exprimată prin ecuaţia lui Hollomon [10]:

$$\sigma_r = K(\epsilon_p)^n \qquad (1)$$

unde deformaţia plastică reală ϵ_p s-a calculat cu relaţia:

$$\epsilon_p = \ln(1 + \varepsilon) - \frac{F}{EA} \qquad (2)$$

În figura 3 sînt prezentate grafic, în coordonate logaritmice, relaţiile tensiune reală-deformaţie plastică reală pentru oţelurile cercetate.

Încercările s-au efectuat pe o maşină electrohidraulică asistată electronic, MTS, înregistrîndu-se curbele tensiune-deformaţie pentru un ciclu complet întindere-compresiune, pe înregistratorul X–Y al maşinii.

Pentru definirea completă a efectului Bauschinger, în figura 4 sînt prezentaţi parametrii propuşi:

β — denumit şi „deformaţie Bauschinger" este definit de deformaţia obţinută prin ciclul reversibil de compresiune;

β_ϵ — „parametrul de deformaţie Bauschinger" este definit de raportul:

$$\beta_\epsilon = \frac{\text{deformaţie Bauschinger}}{\text{deformaţie la întindere}} = \frac{\beta}{\epsilon_T} \qquad (3)$$

În general β_ϵ are valori mai mari decît 1, dar au fost obținute și valori subunitare. Pentru $\beta_\epsilon = 1$, materialul nu se ecruiseză.

β_σ — „parametrul de tensiune Bauschinger" definește scăderea limitei de curgere în funcție de mărimea pretensionării:

$$\beta_\sigma = \frac{\sigma_P + \sigma_R}{\sigma_P}, \qquad (4)$$

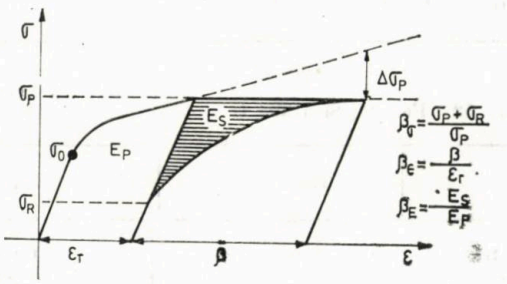


Fig. 4. Curba tensiune-deformație cu definirea parametrilor Bauschinger

unde σ_P este valoarea pretensionării, iar σ_R este valoarea curgerii obținută la compresiune. Cînd curgerea materialului se produce pe descărcarea probei, σ_R este pozitiv, astfel β_σ va fi mai mare de 1 cu o valoare maximă teoretică de 2, iar cînd curgerea are loc în timpul compresiunii, σ_R va fi negativ, β_σ fiind subunitar.

β_E — „parametrul de energie Bauschinger" este definit de raportul:

$$\beta_E = \frac{E_s}{E_p}, \qquad (5)$$

unde E_s reprezintă energia de deformare cîștigată în atingerea unui anumit grad de deformație, în timpul încercării reversibile, în prezența efectului Bauschinger, comparată cu energia E_p cheltuită în timpul pretensionării prin întinderea materialului. Raportul β_E poate fi considerat ca o măsură a efectului Bauschinger, reflectînd efectele tensiune-deformație și gradul de ecruisare atins. Din datele existente reiese că β_E este întotdeauna mai mic ca 1 [11].

$\Delta\sigma_p$ — „înmuierea permanentă", parametru definit ca o măsură a tensiunilor inverse.

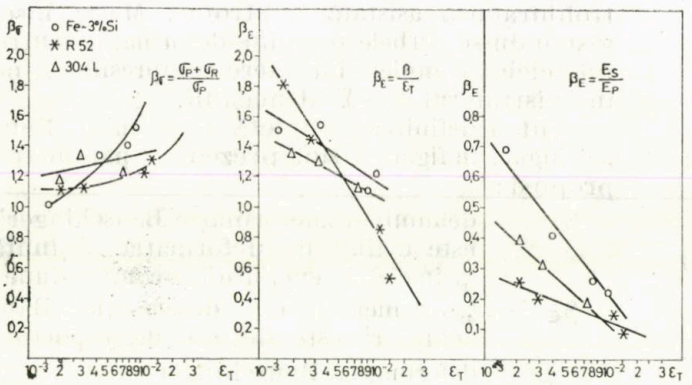


Fig. 5. Variația parametrilor β_σ, β_ϵ, β_E cu mărimea deformației inițiale

În figura 5 se prezintă variația parametrilor β_σ, β_ϵ, β_E cu mărimea deformației la care a fost pretensionat materialul.

Astfel, parametrul β_σ crește odată cu creșterea deformației, scăderea limitei de curgere la compresiune fiind mai evidentă pentru valori mari ale deformației inițiale ($\varepsilon_T = 10^{-2}$). Aceasta presupune dependența mărimii limitei de curgere la compresiune σ_P de capacitatea de ecruisare a materialului și directa dependență cu mărimea tensiunilor elastice inverse. Ea se explică prin faptul că o parte din volumul dislocațiilor mobile a fost ținută în echilibru în timpul pretensionării de interacțiunea dintre forța aplicată și forța de frecare internă.

Dependența parametrului β_ϵ cu gradul de deformare inițială impus materialului este evidentă. Deși valoarea absolută a deformației Bauschinger β crește cu deformația inițială, așa cum arată figura 6, efectul Bauschinger exprimat prin parametrul β_ϵ descrește cu creșterea mărimii deformației inițiale. Din aceste motive, hotărîtor pentru descrierea efectului Bauschinger este parametrul β_E, parametru ce înglobează dependența tensiunii și deformației Bauschinger.

Din figura 5 reiese că la valori mici ale deformației, β_E are valori maxime pentru materialele cercetate. Prin definiție, aceasta înseamnă că, de exemplu, la un $\beta_E = 0{,}7$, 70% din energia înmagazinată după pretensionare este recîștigată în timpul compresiunii ulterioare. Cu creșterea deformației, β_E scade la valori sub 0,1. Aceste rezultate sînt în concordanță cu valorile energiilor înmagazinate, măsurate prin metode calorimetrice [12]. Astfel, β_E exprimă energia cîștigată de material pentru a atinge un anumit nivel de deformare printr-o încărcare reversibilă. Ea reprezintă cantitatea de energie elastică acumulată în mod reversibil în timpul pretensionării și care a fost cedată de sistem în

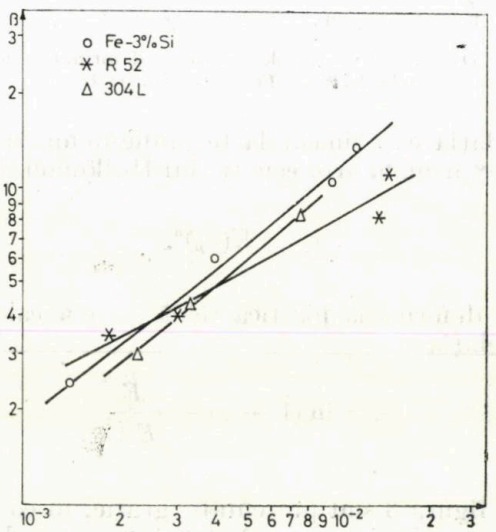


Fig. 6. Variația deformației Bauschinger β cu mărimea deformației inițiale ϵ_T

timpul solicitării inverse. La valori mici ale lui β_E, cea mai mare parte a lucrului mecanic cheltuit este ireversibilă, starea deformată a materialului este mai stabilă, corespunzînd la deformaţii iniţiale mari, în timp ce la valori mari ale lui β_E se cheltuiesc valori mici de lucru mecanic ireversibil, materialul are o mobilitate energetică în balans mare, corespunzător unor deformaţii iniţiale mici. Din analiza datelor experimentale reiese că parametrul energetic Bauschinger β_E este o mărime caracteristică pentru fiecare material, el exprimînd atît tendinţa de reducere a limitei de curgere a materialului în timpul solicitării reverse σ_R, cît şi existenţa deformaţiei Bauschinger β.

În figura 7 se prezintă variaţia parametrului de înmuiere permanentă $\Delta\sigma_p$ cu mărimea deformaţiei plastice iniţiale ϵ_T. El reprezintă o măsură a tensiunilor inverse acumulate de material în timpul pretensionării iniţiale, fiind o altă consecinţă a efectului Bauschinger. Polakowski [13] a arătat că, datorită anihilării cîmpului de dislocaţii, duritatea la nivelul de pretensionare σ_p este aceeaşi cu duritatea la nivelul tensiunii de curgere reversibile σ_R, valoarea înmuierii permanente $\Delta\sigma_p$, fiind rezultatul diferenţei densităţii de dislocaţii pentru niveluri diferite de deformaţie ϵ_T şi β.

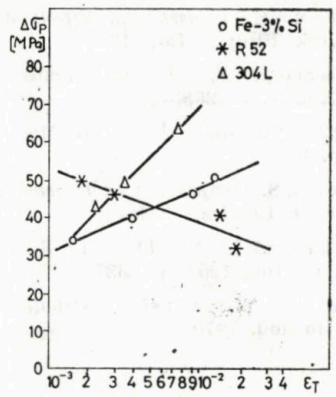


Fig. 7. Variaţia parametrului de înmuiere permanentă $\Delta\sigma_p$ cu mărimea deformaţiei iniţiale ϵ_T

În figura 8 se prezintă variaţia parametrului de energie Bauschinger β_E cu parametrul de înmuiere $\Delta\sigma_p$. Se observă că, pe măsură ce energia acumulată în mod reversibil β_E scade, materialul este capabil de înmuieri mari. Excepţie face oţelul carbon R 52 ce prezintă o curgere aparentă în domeniul deformaţiilor mici (fig. 2). În acest caz, pentru valori mici ale deformaţiei iniţiale ϵ_T, numite şi deformaţii Lüders, energia elastică reversibilă acumulată β_E are valori mici, o parte a energiei fiind cheltuită în formarea benzilor de lunecare Lüders. Pe măsură ce deformaţia iniţială creşte, materialul fiind deformat în zona ecruisabilă, distorsiunea benzilor Lüders scade lăsînd în urmă o distribuţie aproximativ uniformă a dislocaţiilor, materialul stabilindu-se şi deci fiind capabil de acumulări energetice reversibile superioare [14]. De asemenea, se observă o creştere a capacităţii de înmuiere $\Delta\sigma_p$.

Pentru a înţelege mai uşor interdependenţa dintre parametrii β_E şi $\Delta\sigma_p$, ce definesc efectul

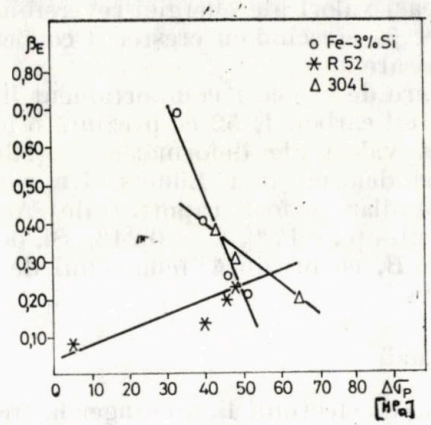


Fig. 8. Variaţia parametrului energetic β_E cu parametrul de înmuiere $\Delta\sigma_p$

Bauschinger şi influenţa coeficientului de ecruisare n în procesul de deformare, în figura 9 se prezintă, în coordonate spaţiale, variaţia lui β_E, $\Delta\sigma_p$, şi n pentru două niveluri de deformare iniţială $\epsilon_T = 0{,}17\%$ şi $\epsilon_T = 2\%$.

Astfel, pentru deformaţia iniţială mică, $\epsilon_T = 0{,}17\%$, energia reversibilă Bauschinger β_E este mare, ea scăzînd cu creşterea coeficientului de ecruisare n, înmuierea permanentă $\Delta\sigma_p$ crescînd.

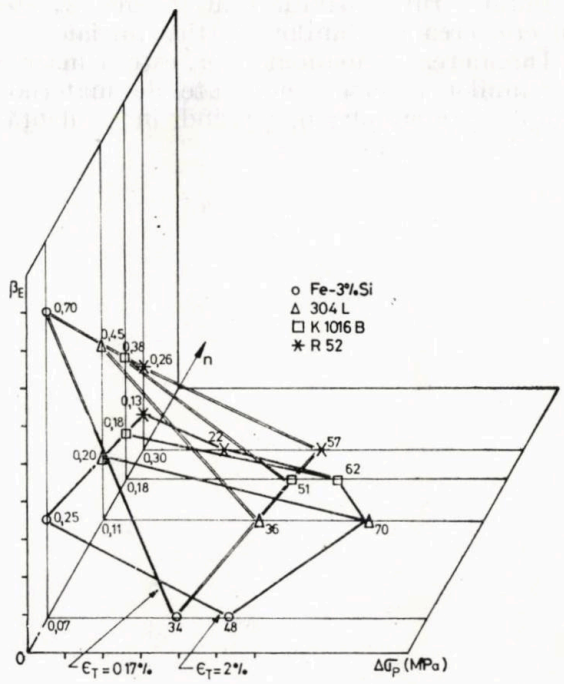


Fig. 9. Reprezentarea spaţială a variaţiei parametrilor β_E, $\Delta\sigma_p$ şi a coeficientului de ecruisare n pentru deformaţiile iniţiale $\epsilon_T = 0{,}17\%$ şi $\epsilon_T = 2\%$

Pentru deformația inițială mare, $\epsilon_T = 2\%$, energia reversibilă cîștigată β_E este mai mică ca valoare, scăzînd cu creșterea capacității de deformare a materialelor, deci cu creșterea coeficientului de ecruisare. În acest caz, înmuierea permanentă $\Delta\sigma_p$ este corespunzător mai mare la aceleași valori ale energiei reversibile Bauschinger β_E, crescînd cu creșterea coeficientului de ecruisare n.

Abatere de la acest comportament îl constituie oțelul carbon R 52 ce prezintă o înmuiere mică la valori ale deformației inițiale mari, datorate deformațiilor Lüders. Un comportament similar a fost raportat de Abel [11] pentru un oțel 0,17% C — 0,24% Si, desemnat K 1016 B, ce prezintă fenomenul de curgere aparentă.

Concluzii

Studierea efectului Bauschinger la trei materiale cu structuri diferite a fost realizată cu ajutorul a trei parametri legați respectiv de tensiune, deformație și energie.

Parametrul energetic Bauschinger β_E oferă cea mai completă explicație asupra mărimii efectului Bauschinger, fiind caracteristic fiecărui material și scăzînd cu creșterea deformației inițiale.

Pentru valori mici ale deformației, parametrul deformației Bauschinger β_ϵ are valori supraunitare, scăzînd cu creșterea deformației și dovedind că deformația Bauschinger β este mai mare decît deformația inițială; ea scade cu creșterea valorii lui ϵ_T.

Parametrul tensiunii Bauschinger β_σ crește cu creșterea tensiunilor elastice inițiale.

Înmuierea permanentă $\Delta\sigma_p$ este o măsură a tensiunilor inverse acumulate de material în timpul pretensionării, punînd în evidență și comportamentul diferit al materialelor ce dezvoltă benzi de alunecare Lüders în timpul pretensionării.

Pentru o evidențiere a interdependenței parametrilor efectului Bauschinger cu coeficientul de ecruisare la diferite niveluri de deformație s-a apelat la o reprezentare în coordonate spațiale, permițînd astfel o evidențiere a capacității de deformare specifică fiecărui material.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bauschinger, J. În: Civilingenieur, nr. 27, 1881, p. 289.

[2] Prager, W. Proc. Inst. Mech. Eng., Londra, nr. 169, 1955, p. 41.

[3] Hill, R. *Theory of Plasticity*, Oxford, Oxford Univ. Press, 1950.

[4] Morz, Z. În: J. Mech. Phys. Solids., Anglia, 15, 1967, 163.

[5] Masing, G. În: Wiss. Veröff., Siemens-Werke, nr 3, 1923, p. 231.

[6] Gough, H. J., și colab. În: Aeronautical Res, S.U.A., R & M, nr. 995, 1924.

[7] Sachs, G. și colab. În: Z. Phys., nr. 45, 1927, p. 775.

[8] Seeger, A. *Dislocation and Mechanical Properties of Crystals*. New York, John Wiley & Sons, 1957.

[9] Orowan, E. *Causes and Effects of Internal Stress*. New York, Elsevier Co., 1959.

[10] Hollomon, J. H. În: Trans. AIME, S.U.A., nr. 162, 1945, p. 268.

[11] Abel, A. și colab. În: Phil. Mag., Anglia, nr. 26, 1972, p. 489.

[12] McLean, S. *Symposium on Internal Stress in Metals and Alloys*. Londra, 1948.

[13] Polakowski, N. H. În: J. Iron Steel Inst., Anglia, nr. 169, 1951, p. 337.

[14] Cahn, R. W. *Physical Metallurgy*. New York, North Holland, 1970.

Dr. ing. E. Florian, ing. V. Toma
Institutul politehnic — București
ing. D. Gavrilă
Întreprinderea de țevi „Republica" — București

Utilizarea calculatorului electronic la reglarea potențialelor de carburare

CZ : 669 :18 : 681.32

Reglarea potențialului termodinamic de carbon la carburarea în endogaz cu adaosuri de gaz natural, cu ajutorul parametrilor fazei gazoase (compoziția chimică), se face pe baza unor nomograme în care este reprezentată variația concentrației de echilibru corespunzătoare potențialului termodinamic, în funcție de temperatură și de concentrația vaporilor de apă (temperatura punctului de rouă) sau bioxidului de carbon din atmosfera cuptorului. Aceste nomograme sînt construite fie prin determinări experimentale [1] — [3], fie prin analiza teoretică a echilibrelor complexe din sistemul $CO-CO_2-H_2-H_2O-CH_4-N_2-\gamma$ [4] — [5], dar acestea se referă în special la interacțiunea cu oțelurile nealiate. În mod obișnuit, trecerea de la concentrația de echilibru corespunzătoare unui oțel nealiat la cea corespunzătoare unui oțel aliat, cu o compoziție chimică dată, se face prin interpolare, cunoscînd curbele de echilibru ale oțelului nealiat și valorile activităților termodinamice ale carbonului în austenita aliată și nealiată [6]. Metoda, a cărei utilizare practică este foarte cunoscută, se caracterizează printr-un grad relativ mic de precizie datorită ipotezelor acceptate, ipoteze care nu totdeauna sînt conforme cu realitatea (proporționalitatea directă între activitatea termodinamică a unui element într-o soluție solidă și concentrația acestuia). În lucrarea de față este prezentat modelul termodinamic al interacțiunii atmosferelor controlate de tip endoterm cu adaosuri de gaz natural, utilizate pentru carburare și oțelurile aliate, în funcție de temperatura procesului. Rezolvarea cu ajutorul calculatorului electronic a acestui model permite determinarea cu precizie și foarte rapidă a corelației existente între potențialul termodinamic și parametrii fazei gazoase exprimați prin concentrația uneia din componentele ei (vapori de apă, bioxid de carbon).

În alcătuirea modelului s-a pornit de la analiza tuturor reacțiilor independente, care au loc în spațiul de lucru al cuptorului:

$$2CO \rightleftarrows C_{(\gamma)} + CO_2$$

$$CO + H_2O \rightleftarrows CO_2 + H_2$$

$$CH_4 \rightleftarrows C_{(\gamma)} + 2H_2,$$

ale căror constante de echilibru constituie primele ecuații ale modelului:

$$K_1 = \frac{P_{CO_2} \cdot a^{\gamma}_{c.c.a}}{P^2_{CO}} \tag{1}$$

$$K_2 = \frac{P_{CO_2} \cdot P_{H_2}}{P_{CO} \cdot P_{H_2O}} \tag{2}$$

$$K_3 = \frac{P^2_{H_2} \cdot a^{\gamma}_{c.c.a.}}{P_{CH_4}} \tag{3}$$

Se notează:

$$r_1 = \frac{K_1}{a^{\gamma}_{c.c.a}} = \frac{f_1(T)}{a^{\gamma}_{c.c.a}} \tag{4}$$

$$r_2 = K_2 = f_2(T) \tag{5}$$

$$r_3 = \frac{K_3}{a^{\gamma}_{c.c.a}} = \frac{f_3(T)}{a^{\gamma}_{c.c.a}} \tag{6}$$

în care $f_1(T)$, $f_2(T)$ și $f_3(T)$ sînt valorile, în funcție de temperatură, ale constantelor de echilibru K_1, K_2 și K_3.

În ecuațiile (1)— (3), P_{CO_2}, P_H ... sînt presiunile parțiale ale componentelor gazoase în echilibru la temperatura de carburare, ale căror valori sînt necunoscute, iar $a^{\gamma}_{c.c.a}$ este activitatea termodinamică a carbonului în austenita complex aliată, care se calculează în funcție de temperatură și concentrația principalelor elemente de aliere cu ajutorul următoarelor formule [6]:

$$a^{\gamma}_{c.c.a} = \frac{a^{\gamma}_{C,Ni} \cdot a^{\gamma}_{C,Mo} \cdot a^{\gamma}_{C,Mn} \cdot a^{\gamma}_{C,Cr}}{(a^{\gamma}_{C})^3} \tag{7}$$

$$\ln a^{\gamma}_{C,Ni} = \ln (0{,}048\%C) + \left(0{,}525 - \frac{300}{T}\right)\%C - 1{,}845 + \frac{5\,100}{T} - \left(0{,}021 - \frac{72{,}4}{T}\right)\%\,Ni \tag{8}$$

$$\ln a^{\gamma}_{C,Cr} = \ln(0{,}048\%C) +$$

$$+\left(0{,}525 - \frac{300}{T}\right)\% C - 1{,}845 +$$

$$+\frac{5\,100}{T} + \left(0{,}248 - \frac{404}{T}\right)\% Cr -$$

$$-\left(0{,}010 - \frac{9{,}422}{T}\right)(\%Cr)^2 \qquad (9)$$

$$\log a^{\gamma}_{C,Mo} = \log(\% C) + \frac{2\,300}{T} -$$

$$-2{,}24 + \left(\frac{182}{T}\right)\% C - \left(\frac{56}{T} - 0{,}015\right)\% Mo \qquad (10)$$

$$a^{\gamma}_{C,Mn} = a^{\gamma}_{C} - 0{,}03 \qquad (11)$$

$$\log a^{\gamma}_{C} = \log\left(\frac{N_C}{1-5\,N_C} + 0{,}9\,N_C^2\right) +$$

$$+\frac{2\,105}{T} - 0{,}6746 \qquad (12)$$

$$N_c = \frac{\%C/M_C}{\frac{\%C}{M_C} + \frac{\%Fe}{M_{Fe}}} \qquad (13)$$

În formulele (7) – (13):

a^{γ}_{C} este activitatea termodinamică a carbonului în austenita nealiată;

$a^{\gamma}_{C,Ni}$, $a^{\gamma}_{C,Mo}$ ... activităţile termodinamice ale carbonului în sistemele ternare Fe–C–Ni, Fe –C–Mo ...;

%C – concentraţia de echilibru a carbonului corespunzătoare potenţialului temodinamic al atmosferei, % gr;

N_C – concentraţia de echilibru a carbonului corespunzătoare potenţialului termodinamic al atmosferei, % at;

M_C – greutatea atomică a carbonului;

M_{Fe} – greutatea atomică a fierului;

$\%Fe = 100 - \%C$.

În literatură neexistînd o formulă care să generalizeze datele experimentale privind influenţa manganului asupra activităţii termodinamice a carbonului în austenită, în model s-a introdus relaţia (11) care exprimă empiric această influenţă în domeniile de temperatură şi concentraţii ale carbonului şi manganului utilizaţi la carburare [7].

Valorile presiunilor parţiale ale componentelor gazoase ale atmosferei, stabilite în urma interacţiunii chimice între aceste componente şi între ele şi suprafaţa metalică, sînt necunoscute şi determinarea lor în corelaţie cu temperatura şi concentraţia de echilibru a carbonului în austenită reprezintă obiectivul analizei termodinamice a sistemului. Ca date iniţiale, în afara temperaturii mai figurează valorile presiunilor parţiale ale componentelor gazoase ale atmosferei (concentraţia iniţială a atmosferei) produsă de generator P'_{CO}, P'_{CO_2}, P'_{H_2} ... care din necesitatea asigurării unei funcţionări în condiţii de fiabilitate a generatorului (de fapt a catalizatorului utilizat în generator) se menţine constantă pe o perioadă îndelungată. Pentru determinarea valorilor presiunilor parţiale ale celor cinci componente, cele trei ecuaţii care exprimă constantele de echilibru se completează cu alte două, care ţin seamă de con-

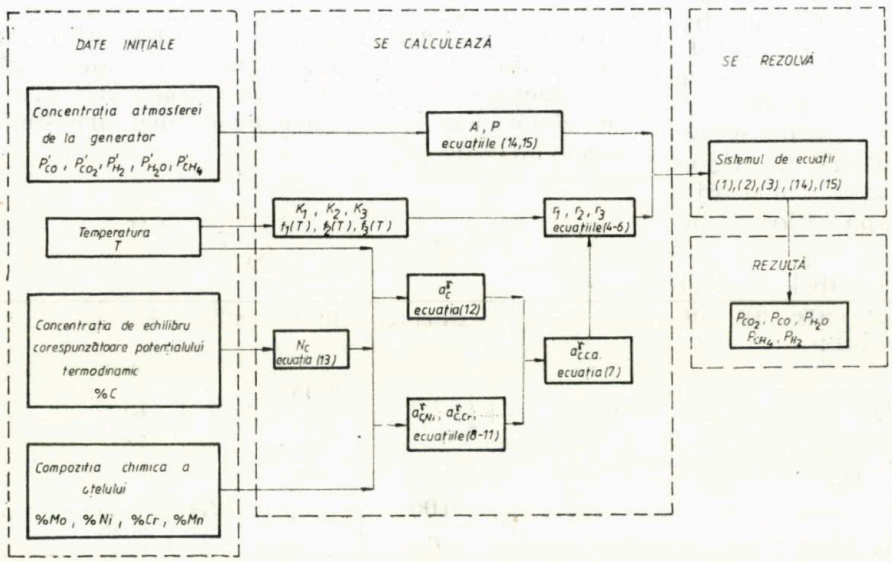


Fig. 1. Schema de rezolvare a modelului termodinamic al carburării

stanța maselor în timpul procesului de carburare:

$$A = \frac{P_{CO_2}+P_{CH_4}+P_{CO}}{P_{H_2}+P_{H_2O}+2P_{CH_4}} = \frac{P'_{CO_2}+P'_{CH_4}+P'_{CO}}{P'_{H_2}+P'_{H_2O}+2P'_{CH_4}} \quad (14)$$

$$P = P_{CO_2} + P_{CH_4} + P_{H_2} + P_{H_2O} + P_{CO} =$$

$$= P'_{CO_2} + P'_{CH_4} + P'_{H_2} + P'_{H_2O} + P'_{CO} \quad (15)$$

Este evident că valorile lui A și P se determină din datele privind compoziția inițială a atmosferei.

Ecuațiile (1) — (15) reprezintă modelul termodinamic al carburării oțelurilor aliate. Conform schemei prezentate în figura 1, pornindu-se de la concentrația de echilibru corespunzătoare potențialului termodinamic necesară în suprafața produsului carburat, %C în funcție de temperatura procesului T, de compoziția chimică a oțelului, %Mn, %Ni ..., se calculează valorile activităților termodinamice ale carbonului în austenita aliată. Din concentrația inițială a atmosferei (P'_{CO}, P'_{CO_2} ...) se determină valorile constantelor A și P, iar în funcție de temperatură se calculează valorile constantelor de echilibru K_1, K_2 și K_3 și apoi mărimile r_1, r_2 și r_3. În final se rezolvă sistemul format din ecuațiile (1), (2), (3), (14), (15), din care rezultă valorile concentrațiilor de echilibru ale componentelor gazoase ale atmosferei utilizate în echilibru la temperatura T cu concentrația de echilibru dorită, %C. Cu ajutorul adaosurilor de gaz natural se reglează, în spațiul de lucru, compoziția atmosferei, astfel încît ea să aibă temperatura punctului de rouă (sau concentrația bioxidului de carbon) egală cu cea rezultată din model.

Modelul termodinamic prezentat are avantajul universalității, putînd fi extins cu mici modificări și în cazul carbonitrurării gazoase de temperatură înaltă, în vederea reglării potențialelor termodinamice de carbon și azot.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dulămiță, T. *Producerea și utilizarea atmosferelor controlate*. București, Editura tehnică, 1976.

[2] Raițes, V. B. *Tehnologhia himiko-termiceskoi obrabotki*. Moscova, Mașinostroenie, 1965.

[3] Wünning, J. *Gasaufkohlungsverfahren*. În: Technische Information Aichelin, R.F.G., W 20/4, 1969.

[4] Ghiulihandanov, E. L., Horoșailov, V.G. și Skodin, K. K. În: Izvestiia A N., Metalli, U.R.S.S., nr. 5, 1972, p. 91—96.

[5] Dulămiță, T., Florian, E. și Vasile, T. Consfătuire pe teme de tratamente termice, Tg. Mureș, aprilie, 1978, p. 124—131.

[6] Dulămiță, T. și Florian, E. *Tratamente termice și termochimice*. București, Editura didactică și pedagogică, 1982.

[7] Prjnosil, B. *Nitrofementatiia*. Leningrad, Mașinostroenie, 1969.

DOCUMENTARE

Topirea cu cocs a fierului vechi

Societatea Research Development din Japonia, sub auspiciile Agenției Guvernamentale de Știință și Tehnologie, a anunțat de curînd punerea la punct cu succes, pentru prima dată în lume, a unui procedeu de elaborare continuă a oțelului, utilizînd cocsul la topirea fierului vechi.

Procedeul continuu de topire-afinare-turnare a fost pus la punct de societatea Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.

Procedeul implică topirea fierului vechi într-un cubilou cu cocs, afinînd continuu baia topită cu ajutorul oxigenului insuflat și turnînd continuu oțelul afinat, în țagle.

Se așteaptă ca utilizarea cocsului ca sursă de căldură să aibă ca rezultat reducerea costului elaborării prin noul procedeu cu 20% față de cel al procedeului în cuptorul electric.

Procedeul a fost deja testat, cu rezultate bune, la uzina Shimizu, Ltd. de la Tomokomai, Hokkaido.

(În: *Steel Times International, Anglia, nr. 2, 1983, p. 5*)

Un nou procedeu de elaborare a fontei, pus la punct în Japonia

Societatea Kawasaki Steel, după un deceniu de cercetări și încercări, a realizat un progres revoluționar în elaborarea fontei, care va duce la reducerea costurilor globale.

Sistemul duce la înlocuirea furnalelor cu două capacități mai mici — un cuptor de prereducere și un cuptor principal de topire — care vor contribui la reducerea costurilor de construcție cu o treime. Cele două utilaje prelucrează minereul mărunt cu ajutorul cocsului de calitate inferioară, folosit ca reducător și sursă de căldură, primul fiind utilizat la îndepărtarea oxigenului, iar al doilea, la arderea impurităților și la terminarea reducerii minereului. Aceste două utilaje măresc eficiența, economisesc energie, reduc poluarea, permițînd utilizarea unui minereu mărunt ieftin și a cărbunelui nemetalurgic.

Noul procedeu, afirmă reprezentanții societății, va duce la economii considerabile, deoarece se elimină astfel aglomerarea minereurilor, care impune instalarea unui echipament scump de combatere a poluării, consumînd astfel o cantitate mare de energie. Economia de energie este de asemenea semnificativă, deoarece sînt necesare 400—450 mii kcal (1,6—1,8 M BTU) pentru aglomerarea unei tone de minereu. Un producător de mărimea societății Kawasaki poate realiza economii financiare considerabile prin eliminarea aglomerării.

Societatea Kawasaki a făcut încercări cu noul procedeu într-o instalație pilot, montată în laboratorul central de cercetare de la uzina Chiba. Rezultatele arată că productivitatea (producția pe oră și m^3 volum interior al furnalului) unei instalații comerciale va fi de 4 t pentru elaborarea fontei și de 1 t pentru producerea ferocromului.

Pentru a constata performanțele acestei instalații, societatea Kawasaki intenționează să construiască o instalație de demonstrație, care va putea produce 100 t/zi în trei sau cinci ani. Între timp, activitățile de cercetare și încercare vor continua pe instalația pilot.

(*În: Steel Times International, Anglia, vol. 7, nr. 2, 1983, p. 5*)

Studiul spectroscopic al pasivării cromului în acid sulfuric

Fiz. Gh. Vlaicu
C.O.S. – Tîrgoviște

CZ : 543.42 : 669.2/.8

Pasivarea [1] este fenomenul care apare în unele cazuri la metale, cînd, deși expus într-un electrolit, în condiții în care reacția metalului cu soluția este posibilă din punct de vedere termodinamic, el rămîne vizibil neschimbat pentru o perioadă de timp nedefinită.

În stare de pasivitate, metalele sînt practic imune față de coroziune, iar din punct de vedere electrochimic se comportă asemănător cu metalele nobile neatacabile.

Pasivitatea este rezultatul reacțiilor dintre metal și mediul înconjurător (totuși, chiar dacă metalul este pasivat, el se corodează însă cu o viteză foarte mică).

Referitor la pasivarea metalelor, literatura de specialitate prezintă date obținute prin măsurători electrochimice, acestea fiind utilizate în mod obișnuit în studiul coroziunii metalelor [1], [2].

În prezent, există două puncte de vedere de bază cu privire la natura pasivității metalelor [1]. Unul explică pasivitatea metalelor prin prezența pe suprafața lor a unor pelicule de oxid subțiri, fără pori și bune conducătoare de curent, care izolează metalul de mediul corosiv.

Al doilea punct de vedere presupune că pasivitatea metalului este determinată de prezența pe suprafața lui a unui strat de molecule sau atomi absorbiți.

În lucrarea de față s-a abordat problema coroziunii cromului în soluție de acid sulfuric (10%), utilizînd metode spectroscopice de absorbție și reflexie difuză.

S-a lucrat utilizînd un spectrofotometru Cary 118°C, la care s-a făcut o adaptare pentru a se putea lucra și în reflexie.

Corodarea s-a produs într-o celulă electrochimică, măsurătorile spectroscopice putînd fi corelate cu cele electrochimice.

Spectrul măsurat pentru crom în astfel de soluții este prezentat în figura 1. Pentru măsurătorile spectrometrice asupra soluției corosive, s-a utilizat banda de absorbție cu lungimea de undă de 5 875 Å.

A fost măsurată absorbția soluției corosive la diferite inervale de timp (în timpul atacului), din care se poate deduce viteza de coroziune.

Absorbțiile măsurate sînt redate în tabelul 1 și sînt prezentate grafic în figura 2.

Se observă că absorbția crește în timp, dar la un moment dat viteza de creștere (panta

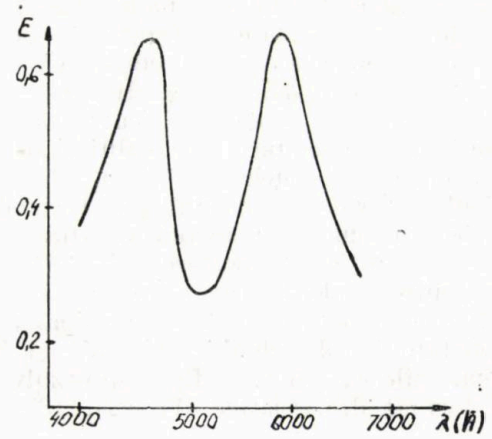


Fig. 1. Spectrul de absorbție a cromului în soluția corosivă de acid sulfuric

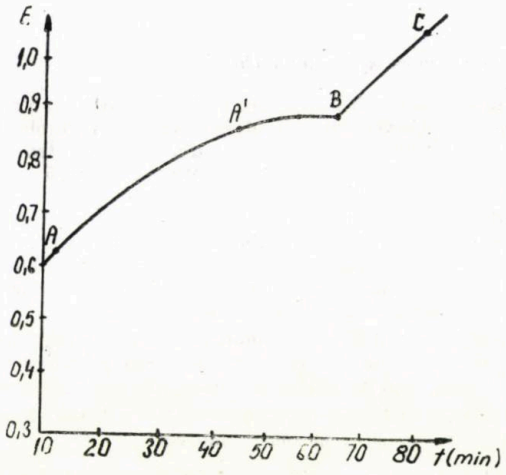


Fig. 2. Variația absorbției soluției corosive, măsurate în funcție de timp, utilizînd radiația cu lungimea de undă de 5 875 Å

Tabelul 1

Valorile absorbției soluției corosive, măsurate la diferite intervale de timp, utilizînd radiația cu lungimea de undă de 5 875 A

t(min)	17	28	45	61	73	85	99	112
Abs(%)	0,685	0,783	0,860	0,902	0,980	1,09	1,22	1,38

curbei) scade, tinzînd spre zero. Această porţiune a curbei (A' B) reprezintă pasivarea probei.

Pe suprafaţa probei apare un strat de pasivare de culoare verde (specifică cromului), al cărui spectru măsurat în reflexie difuză este reprezentat în figura 3.

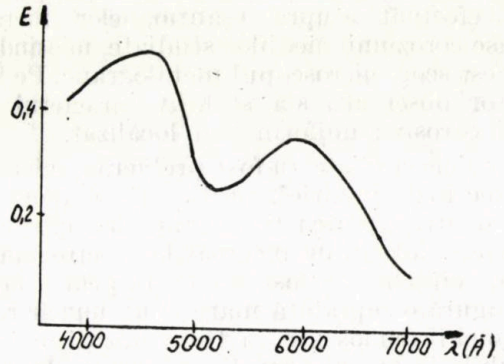


Fig. 3. Spectrul de reflexie al stratului de pasivare

Concluzii

Spectrul stratului de pasivare are maxime de absorbţie la 5 950 şi 4 600 Å, iar din literatura de specialitate [3], rezultă că acest spectru aparţine Cr_2O_3.

Din punctul B (fig. 2) proba a fost scoasă din soluţia corosivă, s-a îndepărtat stratul de pasivare format şi apoi s-au continuat măsurătorile. Acestea arată (porţiunea BC a curbei) că procesul de coroziune se reia. Aceasta duce la concluzia că procesul de pasivare a cromului în soluţia de acid sulfuric este datorat în mod esenţial stratului format pe suprafaţa probei, confirmînd pentru acest caz primul punct de vedere menţionat în această lucrare pentru explicarea naturii pasivităţii metalelor în soluţii corosive.

Metoda de studiu a coroziunii expusă în lucrare se poate utiliza şi pentru cercetarea altor aspecte legate de coroziune.

Dozarea conţinutului de metal trecut în soluţie poate fi efectuată spectroscopic cu rezultate foarte bune în cazul coroziunii în medii acide.

Stratul de pasivare se poate determina prin reflexie numai în condiţiile aplicării teoriei Kubelka-Munk [4], [5] (substanţele care se pretează cel mai bine la aplicarea teoriei amintite sînt pulberile sau hîrtia).

Prin măsurătorile spectrale abordate se pot efectua studii numeroase privind cinetica proceselor de coroziune, influenţa diferiţilor parametri asupra coroziunii etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Constantinescu, M. şi Badea, T. *Coroziune şi protecţie anticorosivă*. Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică.

[2] Constantinescu, A. *Detectarea şi măsurarea coroziunii*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1976.

[3] Joegensen, C. J. În: Adv. Chem. Phys., nr. 5, 1963, p. 33.

[4] Kortüm, G. *Reflectance Spectroscopy*. Berlin, Heidelberg, New-York, Ed. Springer, 1969.

[5] Wendtandt, W. şi Hecht, H. *Reflectance Spectroscopy*. New-York, Londra, Sidney, Interscience Publishers, 1966.

Coroziunea unor oțeluri în diferite medii, în prezența și absența inhibitorilor organici

Ing. V. Brânzoi, ing. S. Sternberg, ing. M. Nicola și ing. T. Badea
Institutul politehnic — București

CZ : 620.193.235

Coroziunea reprezintă un adevărat flagel pentru instalațiile și utilajele din toate sectoarele industriei, provocînd scoaterea prematură din funcțiune a acestora, întreruperi păgubitoare ale proceselor de producție și mai ales pierderea unor uriașe cantități de metale raportate la scara industriei contemporane. La acestea se adaugă impurificarea produselor fabricate, precum și poluarea mediului înconjurător. Din această cauză se impune studierea fenomenelor de coroziune și alegerea celor mai adecvate măsuri de protecție a instalațiilor prin selectarea materialelor de construcție și tratarea mediului corosiv.

Tratarea mediului corosiv în vederea protejării metalelor se face fie prin îndepărtarea agentului corosiv, fie prin utilizarea inhibitorilor.

Inhibitorii sînt substanțe care, adăugate în cantități mici în mediul corosiv, reduc considerabil viteza procesului de coroziune. Din această cauză, utilizarea inhibitorilor ca agenți de frînare a pocesului de coroziune a devenit una din metodele foarte importante de protecție anticorosivă. Dintre diferitele clase de inhibitori, cei mai utilizați sînt inhibitorii de adsorbție. Aceștia controlează procesul de coroziune, influențînd reacția anodică sau catodică, sau pe amîndouă. Se adsorb pe suprafețele anodice și catodice, împiedicînd desfășurarea procesului de coroziune [1] — [6]. Inhibitorii de adsorbție sînt în general compuși organici, care conțin grupe polare în moleculele lor.

Deoarece afectează, de obicei, toată suprafața metalului, atunci cînd sînt prezenți în concentrații suficiente, nu pot fi desemnați ca anodici sau catodici. Inhibarea în acest caz este rezultatul adsorbției compusului organic pe suprafața metalului cu formarea unui film invizibil, alcătuit dintr-un strat subțire de cîteva molecule. În această lucrare s-a studiat influența unor tipuri de inhibitori organici asupra coroziunii oțelurilor inoxidabile V2A, V4A și a oțelului carbon OL37 în ape reziduale provenite de la distilarea atmosferică a țițeiului.

Partea experimentală

Rezultatele experimentale au fost obținute folosind metoda potențiostatică, metoda gravimetrică și analiza metalografică.

Instalația electronică și celula pentru polarizări electrochimice au fost prezentate într-o lucrare anterioară [6]. Observațiile microscopice s-au efectuat asupra eșantioanelor metalice supuse coroziunii mediilor studiate, folosindu-se în acest scop microscopul metalografic. Pe baza acestor observații s-a stabilit caracterul atacului corosiv : uniform sau localizat.

Metalele studiate au fost prelucrate sub formă de electrozi cilindrici, prevăzuți cu filet interior, pentru a putea fi montați în suportul de susținere folosit în încercările electrochimice. Forma cilindrică a fost preferată pentru faptul că asigură o suprafață mare și un număr redus de muchii (cunoscute ca fiind poziții mai susceptibile la atacul agenților corosivi). Înaintea fiecărei măsurători, eșantioanele au fost șlefuite pe hîrtie metalografică de diferite granulații, pînă la obținerea unor suprafețe perfect omogene, lipsite de defecte mecanice sau striațiuni. Probele metalice șlefuite și fixate în suportul de susținere au fost degresate în benzen la fierbere timp de 5 min, pentru îndepărtarea urmelor de grăsimi și praf abraziv rămase pe suprafață după șlefuire. Trebuie menționat faptul că la trasarea curbelor de polarizare s-a plecat întotdeauna de la potențialul mixt al stării staționare, care, la fel ca și toate celelalte potențiale, s-a măsurat în raport cu electrodul saturat de calomel. Întotdeauna s-a polarizat electrodul întîi catodic și numai după aceea s-au trasat curbele anodice. În tabelul 1 sînt prezentate compozițiile materialelor din care s-au confecționat probele metalice și electrozii de lucru.

După cum s-a amintit, determinările s-au efectuat în soluții apoase rezultate din instalațiile de distilare atmosferică a țițeiului.

Tabelul 1

Compoziția aliajelor folosite

Componenți	V2A	V4A	OL 37
Carbon	⩽ 0,10	⩽ 0,10	0,14
Mangan	⩽ 2,00	⩽2,00	0,7
Siliciu	⩽ 1,00	⩽ 1,00	0,037
Crom	17—19	16,5—18,5	—
Nichel	9—11	10,5—12,5	—
Molibden	—	2,0—2,5	—
Sulf	—	—	—
Fosfor	—	—	—
Aluminiu	—	—	—
Alte elemente	> 5C=Ti	> 5C=Ti	—

Tabelul 2

Caracteristicile analitice ale apelor reziduale studiate

Tipul apei reziduale	Conductivitatea (μS)	*p*H	Cl^- (mg/l)	F_2 (mg/l)	*RSH* (mg/l)	S *total* (mg/l)
$7C_1(V_1)$	2 000	0,9	68	1,6	20	30
$7C_2(V_2)$	4 300	7,5	60	—	—	—
10 V_1	4 000	9	1 140	5,2	128	40

În prezenta lucrare s-au folosit trei tipuri de astfel de ape reziduale, a căror compoziţie este prezentată în tabelul 2. Denumirea apei reziduale s-a făcut ţinîndu-se seamă de tipul utilajului instalaţiei de distilare atmosferică a ţiţeiului din care a fost prelevată.

S-au folosit doi inhibitori de coroziune IC_1 (diamine) cu catenă lungă de 18—20 atomi de carbon şi IC_2 (pe bază de acizi capronici) preparaţi la Combinatul petrochimic — Brazi şi Chimec C_2 (pe bază de amine aromatice) şi Chimec 305 — un amestec de amine volatile şi nevolatile, folosit pentru protecţia în medii de HCl, H_2S, O_2, acizi organici, HCN, CO_2 etc. Alegerea acestor inhibitori s-a făcut ţinîndu-se seamă de solubilitatea şi proprietăţile lor inhibitoare în mediul considerat.

Rezultate şi discuţii

Acţiunea de inhibare a acestor substanţe a fost studiată prin trasarea curbelor de polarizare, folosind tehnica potenţiostatică, calcularea parametrilor cinetici de coroziune (în special a densităţii curentului de coroziune) şi compararea lor cu parametrii cinetici din soluţia fără inhibitor. S-a calculat de asemenea eficienţa diferiţilor inhibitori, în aşa fel încît să se poată stabili cu precizie care dă rezultatele cele mai bune într-un mediu dat şi la ce concentraţie. În figura 1 sînt prezentate curbele de polarizare anodică ale oţelului inoxidabil V2A şi V4A în apa reziduală $7C_1(V_1)$ la o temperatură de 95°C.

Analizînd curbele de polarizare anodică, se constată că ambele oţeluri se prezintă în stare pasivă pînă la potenţiale foarte mari.
Trecerea de la regiunea pasivă la cea transpasivă se face printr-o creştere lentă a densităţii curentului de coroziune şi nu printr-o creştere rapidă ca în cazul apariţiei pittingului. Spre deosebire de cele două oţeluri inoxidabile, oţelul carbon OL37 nu prezintă tranziţie activ-pasiv (fig. 2). Viteza de coroziune este destul de mare, iar inhibitorii adăugaţi nu reduc considerabil viteza procesului de coroziune (tab. 3). Dintre cei patru inhibitori folosiţi, eficienţa cea mai mare o are Chimec 305, urmat de inhibitorul Chimec C_2. Într-un astfel de mediu se recomandă folosirea inhibitorului Chimec 305 şi a oţelurilor inoxidabile V2A şi V4A.

Tabelul 3

Parametrii de coroziune ai oţelului OL 37 în soluţie $7C_1(V_1)$ + inhibitor organic la 95°C

Cantitatea de inhibitor X(ppm)	i_{corr}, μA/cm	P_{mpy}	Kg, g/m²h	*P*, mm/an	*E*,%(eficienţa)
Fără inhibitor	50	23,335	0,53	0,595	—
Chimec 305 100	46,70	21,795	0,493	0,553	6,6
Chimec 305 200	39,50	18,43	0,417	0,468	21
Chimec 305 300	36,00	16,80	0,38	0,426	28
Chimec 305 400	27,00	12,6	0,285	0,32	46
Chimec 305 500	28,5	13,3	0,30	0,34	43
Chimec C_2 100	47,3	22,1	0,50	0,56	5,4
Chimec C_2 200	46,00	21,47	0,48	0,55	8
Chimec C_2 300	44,00	20,535	0,464	0,52	5,4
Chimec C_2 400	42,6	19,88	0,5	0,504	14,8
Chimec C_2 500	40,00	18,7	0,422	0,475	20
IC_2 100	50	23,335	0,53	0,595	—
IC_2 200	48,7	22,73	0,514	0,577	4
IC_2 300	48	22,4	0,506	0,57	4
IC_2 400	47,64	22,23	0,503	0,564	4,72
IC_2 500	47	22	0,496	0,558	6
IC_1 100	49,2	22,96	0,52	0,583	1,6
IC_1 200	48,55	22,66	0,512	0,575	2,9
IC_1 300	46,84	21,86	0,494	0,555	6,3
IC_1 400	46,00	21,5	0,485	0,545	8
IC_1 500	45,5	21,235	0,480	0,54	9

În continuare, s-a urmărit comportarea la polarizare a celor trei oţeluri în soluţia 7 C_2 (V_2) la temperatura de 95°C, în prezenţa şi absenţa inhibitorilor. În figura 3 sînt prezentate curbele de polarizare anodică ale oţelurilor inoxidabile V2A şi V4A. Ambele oţeluri sînt în stare pasivă în mediul considerat. Analizînd cele două curbe anodice, se constată o tranziţie clasică activ-pasiv, un domeniu pasiv destul de larg (600—700 mV), urmat de o creştere lentă a curentului în domeniul transpasiv. Spre deosebire de cele două oţeluri inoxidabile, oţelul carbon OL 37 se corodează uniform.
În figura 4 sînt prezentate pentru exemplificare cîteva curbe de polarizare anodică şi catodică ale oţelului carbon OL37 în soluţie $7C_2$ (V_2), la temperatura de 95°C şi în prezenţa inhibitorilor. Parametrii cinetici de coroziune, determinaţi din curbele de polarizare, sînt prezentaţi în tabelul 4. Din analiza tabelului 4 şi a figurii 4 se pot trage următoarele concluzii: inhibitorul Chimec C_2 nu are practic nici un efect asupra procesului de coroziune în mediul considerat pentru concentraţii mai mici de 400 ppm. La concentraţii mai mari de 400 ppm, se produce chiar o uşoară activizare a procesului de coroziune (fig. 4). Inhibitorul Chimec 305 şi respectiv amestecul de inhibitori Chimec 305 + IC_2 conduc la o reducere considerabilă a procesului de coroziune. Dacă se analizează curba anodică de polarizare, în cazul folosirii amestecului Chimec 305 + IC_2,

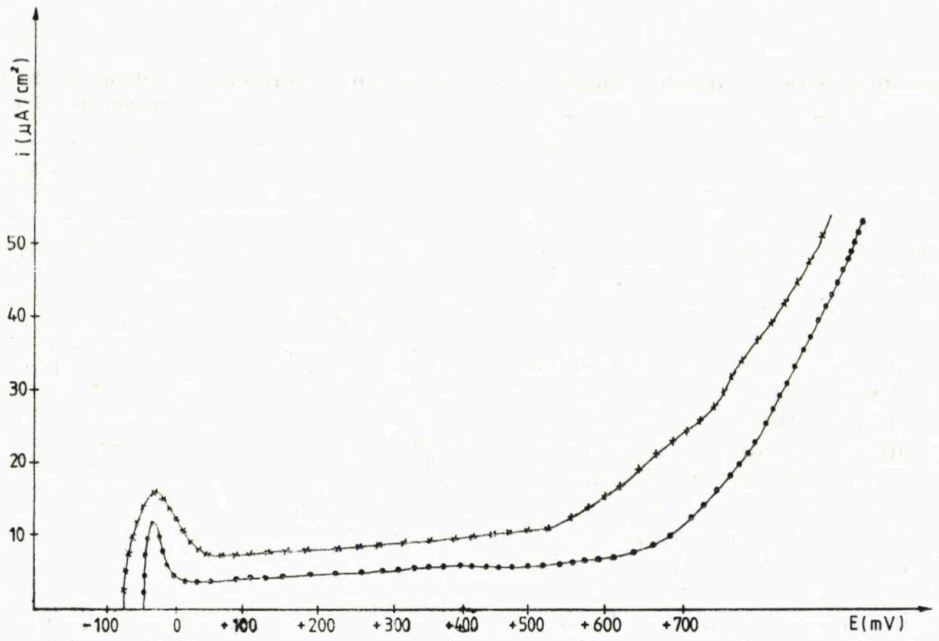


Fig. 1. Curbele de polarizare anodică ale oţelurilor inoxidabile V2A şi V4A în apă reziduală $7C_1(V_1)$ la temperatura de 95°C : (×) V2A; (·) V4A

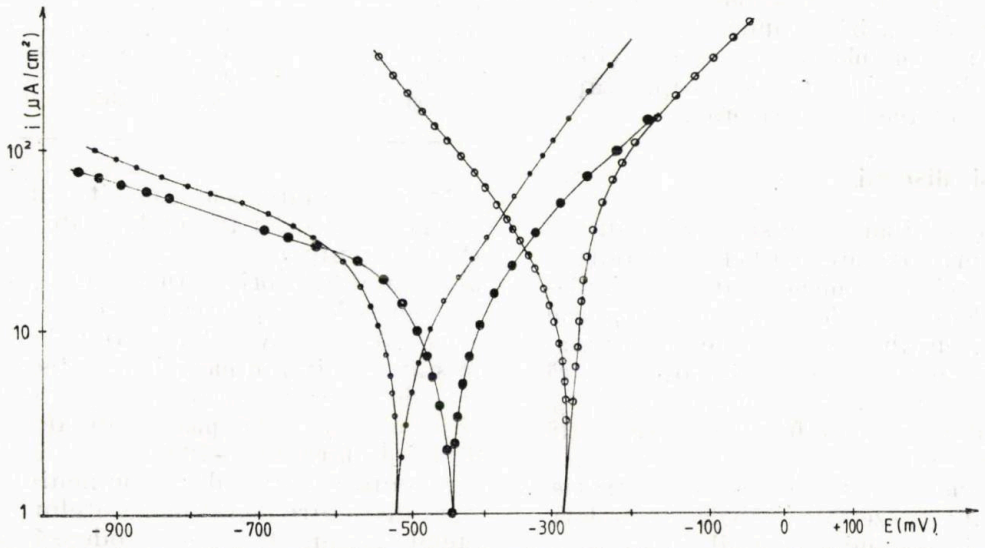


Fig. 2. Curbele de polarizare anodică şi catodică ale oţelului carbon OL 37 în apă reziduală $7C_1$ (V_1) + inhibitor organic, la temperatura de 95°C :
(o) soluţie $7C_1(V_1)$; (·) soluţie $7C_1(V_1)$+500 ppm Chimec C_2; (●) soluţie $7C_1(V_1)$+500 ppm IC_2

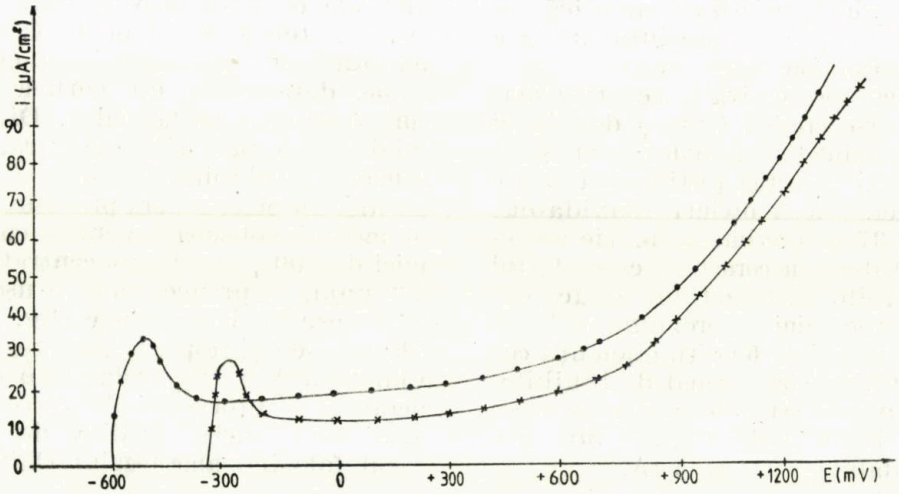


Fig. 3. Curbele de polarizare anodică ale oţelurilor inoxidabile V2A şi V4A în apă reziduală $7C_2(V_2)$ la temperatura de 95°C : (·) V2A; (×) V4A

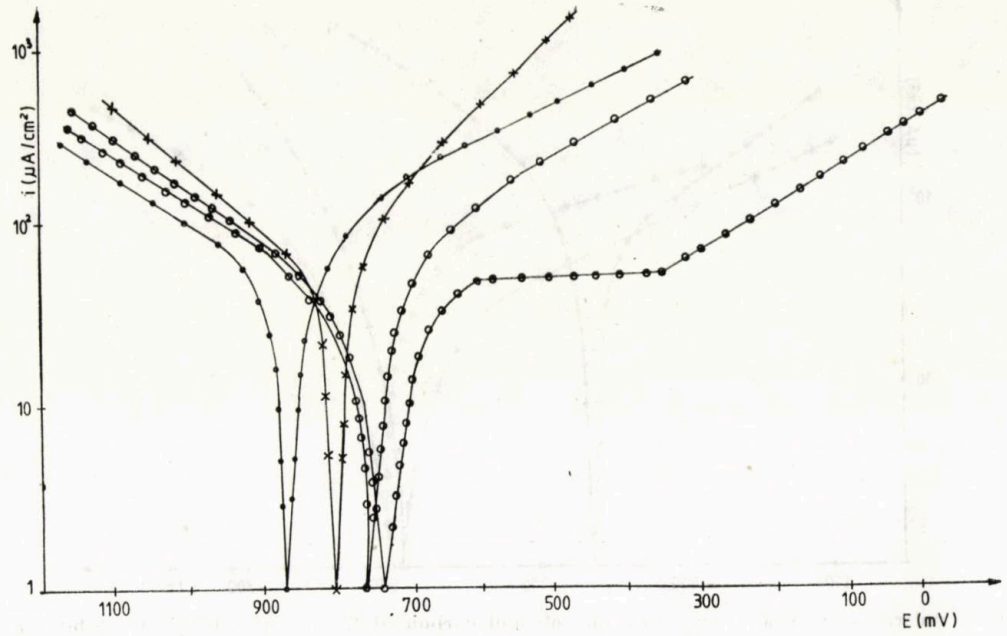


Fig. 4. Curbele de polarizare anodică și catodică ale oțelului carbon OL37 în soluție $7C_2(V_2)$ + inhibitor organic, la temperatura de 95°C:
(●) soluție $7C_2$ (V_2) + 500 ppm Chimec 305; (O) soluție $7C_2(V_2)$ + 300 ppm Chimec 305 + 200 ppm IC_2; (x) soluție $7C_2$ (V_2) + 500 ppm Chimec C_2; (●) soluție $7C_2(V_2)$

Tabelul 4

Parametrii de coroziune ai oțelului carbon OL37 în soluție $7C_2(V_2)$ + inhibitor organic la 95°C

Cantitatea de inhibitor X (ppm)	i_{corr}, μA/cm²	P_{mpy}	K_g, g/m² h	E,% (eficiența)
Fără inhibitor	80	37,336	0,844	—
Chimec 305 100	74,25	34,64	0,783	7,2
Chimec 305 200	61,3	28,6	0,65	23,3
Chimec 305 300	48,6	22,68	0,513	39,2
Chimec 305 400	49,2	22,96	0,52	38,5
Chimec 305 500	50	23,335	0,527	37,5
Chimec C_2 100	77,92	36,36	0,822	2,6
Chimec C_2 200	71,34	33,294	0,753	10,8
Chimec C_2 300	66,54	31,05	0,702	16,8
Chimec C_2 400	58,1	27,115	0,613	27,3
Chimec C_2 500	50	23,335	0,53	62,5
IC_1 100	78,46	36,62	0,83	1,92
IC_1 200	75,5	35,236	0,796	5,6
IC_1 300	72,4	33,8	0,764	9,5
IC_1 400	69,68	32,52	0,735	1,65
IC_1 500	65	30,335	0,686	18,75
IC_2 100	81,2	37,896	0,857	—
IC_2 200	79,81	37,25	0,842	0,2
IC_3 300	76,85	35,86	0,81	3,94
IC_3 400	77	35,94	0,8125	3,75
IC_3 500	78	36,4	0,823	2,5

se constată chiar apariția tranziției activ-pasiv. În cazul acestei soluții se recomandă folosirea oțelurilor inoxidabile V2A, V4A sau a oțelului carbon OL37 cu amestecul de inhibitori susmenționat.

Determinările au urmărit în continuare coroziunea celor trei oțeluri în soluție 10 V_1, în prezența și absența celor patru inhibitori organici. În figura 5 sînt prezentate curbele de polarizare anodică ale oțelurilor inoxidabile V2A și V4A la temperatura de 95°C. Analizînd curbele de polarizare anodică, se constată că ambele oțeluri se prezintă în stare pasivă pînă

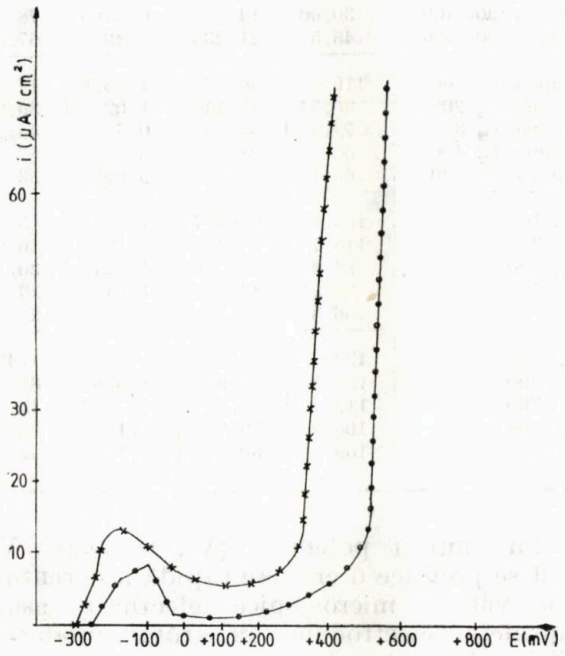


Fig. 5. Curbele de polarizare anodică ale oțelurilor inoxidabile V2A și V4A în soluție „10V_1" la temperatura de 95°C:
(×) V2A; (·) V4A

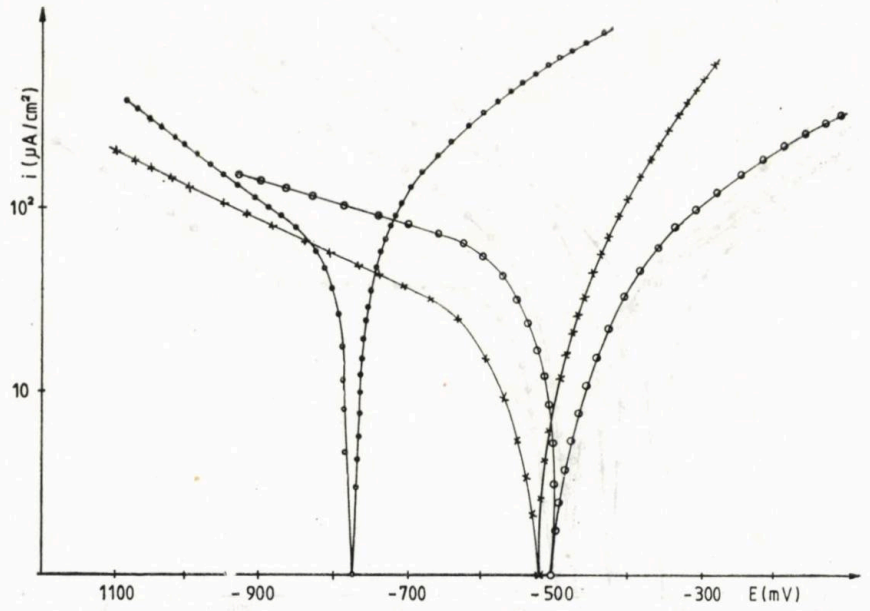


Fig. 6. Curbele de polarizare anodică și catodică ale oțelului carbon OL37 în soluție „10V_1" + inhibitor organic la temperatura de 95°C :
(●) soluție 10 V_1 + 100 ppm Chimec 305 ; (O) soluție 10V_1 + 100 ppm Chimec C_2 ; (x) soluție 10V_1 + 500 ppm Chimec 305

Tabelul 5

Parametrii de coroziune ai oțelului carbon OL 37 în soluție 10 V_1 + inhibitor organic la 95°C

Cantitatea de inhibitor X (ppm)	i_{corr}, μA/cm²	P_{mpy}	K_g, g/m² h	E, % (eficiența)
Fără inhibitor	140	65,34	1,474	—
Chimec 305 100	105,6	49,28	1,114	24,5
Chimec 305 200	91,2	42,56	0,96	34,85
Chimec 305 300	70,61	32,95	0,745	49,5
Chimec 305 400	30,00	14	0,3165	78,5
Chimec 305 500	45,5	21,235	0,48	67,5
Chimec C_2 100	119,4	55,73	1,2598	14,7
Chimec C_2 200	96,74	45,14	1,02	30,9
Chimec C_2 300	72,5	33,83	0,765	48,2
Chimec C_2 400	60	28	0,633	57
Chimec C_2 500	65,7	30,66	0,69	53
IC_1 100	132,8	61,977	1,401	5,14
IC_1 200	116,7	54,46	1,23	16,64
IC_1 300	96,8	45,176	1,021	30,1
IC_1 400	99,24	46,315	1,047	29,1
IC_1 500	106,3	49,61	1,12	24
IC_2 100	138	64,4	1,456	1,43
IC_2 200	128,5	59,97	1,356	8,2
IC_2 300	119	55,54	1,2556	15
IC_2 400	108,9	50,82	1,15	22,2
IC_2 500	109	50,87	1,15	22,14

la un anumit potențial (V'_c, respectiv V''_c), cînd se produce o creștere rapidă a curentului. Observațiile microscopice efectuate asupra suprafeței electrodului au arătat producerea pittingului (una dintre cele mai periculoase forme de coroziune). Potențialul la care se produce creșterea bruscă a curentului de coroziune poartă numele de potențial critic de pitting.

Comparînd cele două curbe, se poate constata că potențialul critic de pitting al oțelului V4A este mai pozitiv decît cel pentru V2A, ceea ce indică o stabilitate mai mare a oțelului V4A în această soluție. Adiția celor patru inhibitori nu influențează practic coroziunea în pitting a celor două oțeluri inoxidabile. În aceeași soluție 10 V_1, oțelul carbon OL 37 se corodează uniform, cu viteză destul de mare.

Influența diferiților inhibitori asupra vitezei de coroziune a oțelului carbon OL37 în soluție 10 V_1 este prezentată în tabelul 5 și figura 6. Din examinarea acestora se pot trage următoarele concluzii: oțelul carbon se corodează uniform spre deosebire de cele două oțeluri inoxidabile care se corodează în pitting. Dintre cei patru inhibitori organici folosiți, eficiența cea mai mare o are inhibitorul Chimec 305 urmat în ordine de Chimec C_2, IC_1 și IC_2. Pentru diminuarea procesului de coroziune se recomandă folosirea inhibitorului Chimec 305 precum și îndepărtarea clorului, sulfului și a hidrogenului sulfurat din soluție.

Concluzii

Testele de coroziune efectuate pe un oțel carbon și două oțeluri inoxidabile în soluții apoase, rezultate din instalațiile de distilare atmosferică a țițeiului, pun în evidență în primul rînd existența fenomenelor de coroziune electrochimică generată de prezența ionilor Cl^-, S^{2-}, SH^- și H^+.

Dintre cei patru inhibitori organici folosiţi, eficienţa cea mai mare în soluţiile studiate o au inhibitorii Chimec 305 şi Chimec C_2.

Se presupune că inhibitorii organici de acest tip sînt puternic adsobiţi pe suprafaţa metalului şi de asemenea produşii rezultaţi în urma reacţiei dintre inhibitor şi produsul metalic format în mediul coroziv. În consecinţă, inhibitorul contribuie la formarea unui film pe suprafaţa metalului şi, ca rezultat al acestuia, reacţia între metal şi mediu poate avea loc numai prin difuzia anionilor mediului agresiv prin porii fini ai stratului protector care s-a format. În acest fel se explică scăderea pronunţată a vitezei de coroziune şi deci eficienţa mare a inhibitorilor Chimec 305 şi Chimec C_2.

Pentru diminuarea coroziunii în astfel de medii se recomandă utilizarea inhibitorilor Chimec 305 şi Chimec C_2, îndepărtarea pe cît posibil a clorului, sulfului şi a hidrogenului sulfurat, precum şi utilizarea oţelurilor inoxidabile V2A şi V4A în soluţiile în care aceste oţeluri nu se corodează în pitting.

BIBLIOGRAFIE

[1] Brown, B. F. În: Corrosion, Anglia, nr. 26, 1970, p. 249.

[2] Hackerman, N. şi Snavely, E. S. *NACE Basic Corrosion Course*. Houston, NACE, 1971.

[3] Fontana, M. G. şi Greene N. D. *Corrosion Engineering*. New-York, Mc. Graw-Hill, 1967.

[4] Uhlig, H. H. *Corrosion and Corrosion Control*. New York, Willey, 1963.

[5] Sorell, G. În: Chem. Eng., Anglia, nr. 29, 1968, p. 162—170.

[6] Putilova, J. N., Balezin, S. A. şi Barannik, V. P. *Metallic Corrosion Inhibitors*. New York, Ed. E. Bishop, Pergamon Press, 1960.

DOCUMENTARE

Noua instalaţie de desulfurare a fontei de la Chertal

După o scurtă perioadă de încercare, societatea Cockerill-Sambre SA a pus la punct, la uzina de la Chertal, o instalaţie de desulfurare a fontei, construită de firma Krupp Polysius AG, şi a integrat-o în procesul de producţie al uzinei. Instalaţia asigură desulfurarea a 10 000 t de fontă pe zi, pe două posturi de tratament în oale deschise de 150 t.

Această instalaţie este formată în primul rînd dintr-un punct de descărcare a vagoanelor-oală, din silozuri de stocare şi sisteme de transport pentru dozare, două posturi de insuflare şi desulfurare, echipamentul electric cu aparate de măsură şi control şi dispozitive de siguranţă.

Procedeul cu lănci imersate, pus la punct de firma Krupp Polysius, constă din insuflarea de amestecuri pe bază de produse care conţin calciu, sub formă de praf. Produsul de desulfurare adus în vagoane-oală este preluat de un sistem pneumatic şi dus în silozuri. Instalate sub silozuri, transportoarele dozatoare sub presiune extrag cantităţile preselecţionate de produs, prin intermediul unei bascule automate. Aceste cantităţi de produs sînt insuflate cu ajutorul lăncilor mobile în baia topită.

În timpul insuflării, un spălător asigură îndepărtarea prafului din sectoarele cu oale. Conform prescripţiilor privitoare la securitate, instalaţia este prevăzută cu aparatele necesare analizei C_2H_2 şi măsurării umidităţii gazelor.

Societatea Cockeril-Sambre exploatează deja din 1970, a Ougrée, o instalaţie asemănătoare de desulfurare a fontei.

Pînă în prezent, firma Krupp Polysius a construit 25 de instalaţii de acest tip în Belgia, R.D.G., Franţa, Anglia, Olanda, Austria, S.U.A. şi R.F.G.

(În: *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 8 — 9 1983, p. 735*)

Tehnologie italiană pentru societatea U. S. Steel

Societatea Italimpianti din Genova, specializată în instalaţii şi echipamente industriale, a încheiat un contract în valoare de peste 18 mil. $, potrivit căruia aceasta furnizează un cuptor pentru oţeluri societăţii U. S. Steel, cîştigînd contractul în competiţia dintre ofertanţii japonezi şi cei europeni. Cuptorul, unul dintre cele mai mari din cele patru sute construite în lumea întreagă de societatea Italimpianti în ultimii douăzeci de ani, va avea o productivitate de 200 t/h şi va fi instalat pentru un nou laminor de ţevi fără sudură, în curs de construcţie la Fairfield, Alabama, de către firma INNSE a grupului Finsider.

Contractul este deosebit de semnificativ pentru societatea italiană, deoarece reprezintă pătrunderea pe piaţa americană în momentul cînd în siderurgie se modernizează utilajele de producţie. În plus, societatea Italimpianti a creat o filială locală pentru a obţine pondere mai mare pe piaţă.

(În: *Steel Times International, Anglia, nr. 2, 1983, p. 55*

Cercetări experimentale în vederea stabilirii influenței parametrilor termici, temporali și chimici ai nitrurării asupra cineticii și morfologiei stratului nitrurat și caracteristicilor de exploatare obținute în cazul nitrurării fontelor cu grafit nodular

Dr. ing. M. Cojocaru
și dr. ing. D. Chircă
Institutul politehnic — București

CZ : 621.785.53 : 669.131.7

Nitrurarea reprezintă una din soluțiile posibile de aplicat în cazul în care se impune asigurarea unei durități superficiale ridicate pieselor turnate din fontă cu grafit nodular. Realizarea unui strat superficial cementat cu azot la piesele turnate din fontă cu grafit nodular asigură acestora pe lîngă mărirea rezistenței la uzare și o creștere considerabilă a rezistenței la rupere și a valorii presiunii de contact suportată.

Cercetările experimentale au fost orientate în direcția stabilirii influenței parametrilor termici, temporali și chimici ai nitrurării efectuate în atmosferă parțial disociată de amoniac, asupra cineticii și morfologiei stratului nitrurat obținut în cazul aplicării procesului de cementare cu azot produselor turnate din fontă cu grafit nodular (compoziția chimică, tab. 1).

Nitrurarea a fost efectuată într-o instalație de laborator, rezultatele obținute fiind analizate prin metode metalografice, roentgenostructurale, determinări ale rezistenței la uzare etc.

Tabelul 1

Compoziția chimică a fontelor cu grafit nodular supuse nitrurării (Fgn 400—12)

Compoziția chimică, %				
C	Mn	Si	P	S
2,6	0,43	2,97	0,025	0,05

Pentru o determinare corectă a gradului de influență manifestat de fiecare parametru tehnologic al procesului asupra compoziției fazice a stratului cementat obținut, precum și a dimensiunii totale a acestuia s-a găsit oportună utilizarea metodei matematice de planificare a experiențelor. În calitate de variabile independente ale procesului au fost alese :

x_1 — temperatura de nitrurare, °C;
x_2 — timpul de menținere la temperatură, h ;
x_3 — gradul de disociere a amoniacului, % ;

iar ca parametri de optimizat :

y_1 — dimensiunea totală a stratului nitrurat, mm
y_2 — rezistența la uzare (ca expresie a acestuia utilizîndu-se raportul $1/\Delta m$, g^{-1}).

Condițiile concrete de efectuare a ciclului de experiențe impus de către modelul matematic adoptat, intervalele de variație a parametrilor independenți (alese în funcție de datele existente în literatura de specialitate și verificate prin serii de experimentări prealabile) și rezultatele obținute în urma realizării efective a diverselor variante tehnologice adoptate (tab. 2)

Tabelul 2

Modelul matematic adoptat pentru determinarea influenței parametrilor termici, temporali și chimici ai nitrurării asupra cineticii de creștere a stratului cementat obținut în cazul fontelor cu grafit nodular Fgn 400—12

Nr. crt.	Factori		T_{nit} [°C]	t_{ment} [h]	αNH_3 [%]	Parametrii de optimizat	
						δ(mm	$1/\Delta m[g^{-1}]$
1	Reprezentarea codificată a parametrilor	x_0	x_1	x_2	x_3	y_1	y_2
2	Nivelul de bază (X_{i0})	+	560	15	26	—	—
3	Intervalul de variație (ΔX_i)	+	30	5	3	—	—
4	Limita superioară ($+\Delta X_i$)	+	590	20	29	—	—
5	Limita inferioară ($-\Delta X_i$)	+	530	10	23	—	—
6	exp. nr. 1	+	+	+	+	0,45	2500
7	exp. nr. 2	+	—	—	—	0,12	833,3
8	exp. nr. 3	+	+	—	—	0,16	1 176,5
9	exp. nr. 4	+	+	+	—	0,4	1 666,6
10	exp. nr. 5	+	+	—	+	0,25	1 250
11	exp. nr. 6	+	—	+	+	0,275	1 052
12	exp. nr. 7	+	—	—	+	0,125	869,5
13	exp. nr. 8	+	—	+	—	0,25	1 000

conduc la obținerea ecuației regresiei modelului liniar adoptat, ecuație a cărei formă generală este:

$$Y = b_0 + \sum_{i=1}^{k} b_i x_i$$

unde:

Y este parametrul de optimizat;
b_i — coeficienții parametrilor independenți;
x_i — valorile codificate ale parametrilor independenți.

Pentru calcularea formei particulare a ecuației regresiei modelului matematic liniar, în cazul nitrurării fontelor nodulare se impune necesitatea parcurgerii mai multor etape:

1. Calculul valorilor coeficienților:

$$b_0 = \frac{\sum_{n=1}^{N} y_n}{N}$$

$$b_i = \frac{\sum_{n=1}^{N} x_{i_n} y_n}{N}$$

unde: i reprezintă numărul parametrului independent;
n — numărul experienței;
N — numărul total de experiențe.

Datele experimentale obținute prin efectuarea ciclului de experiențe obligatoriu impus de modelul matematic (tab. 2) au condus la următoarele valori ale coeficienților:

A) — în cazul în care parametrul de optimizat y_1 reprezintă dimensiunea totală a stratului nitrurat:

$b_0 = 0{,}25$

$b_1 = 0{,}061$

$b_2 = 0{,}09$

$b_3 = 0{,}021$

B) — în cazul în care parametrul de optimizare y_2 reprezintă rezistența la uzare:

$b_0' = 1\,293$

$b_1' = 355$

$b_2' = 261$

$b_3' = 124$

2. Determinarea intervalului de încredere al coeficienților ecuației regresiei modelului liniar (Δb_i):

$$\Delta b_i = \pm t_{\alpha;N} \cdot S_{\{b_i\}}$$

unde:

t este criteriul Student;
α — nivelul de semnificație ($\alpha = 0{,}05$);
$S_{\{b_i\}}$ — eroarea medie pătratică în determinarea coeficienților.

Un coeficient se consideră statistic determinat în momentul în care valoarea sa absolută este mai mare sau egală cu intervalul său de încredere:

$$|b_i| \geqslant \Delta b_i \quad \text{sau}$$

$$|b_i| \geqslant t_{\alpha,N} \cdot S_{\{b_i\}}$$

Se consideră de asemenea (metoda este perfect valabilă) că un coeficient este statistic determinat dacă valoarea calculată a criteriului Student depășește valoarea tabelată a aceluiași criteriu:

$$t_{\alpha \cdot N}^{calc} = \frac{|b_i|}{S_{\{b_i\}}} \geqslant t^{tab}$$

(*Obs.* Coeficienții care nu îndeplinesc această condiție pot fi excluși din ecuația regresiei modelului liniar).

$$S_{\{b_i\}}^2 = \frac{S_{\{y\}}^2}{N}$$

$$S_{\{y\}}^2 = \frac{\sum_{n=1}^{N} (y_n - \bar{y})^2}{n_0 - 1}$$

unde: $S_{\{b_i\}}^2$ este dispersia valorilor coeficienților;
$S_{\{y\}}^2$ — dispersia valorilor experimentale;
n_0 — numărul experiențelor paralele (efectuate în condiții identice);
$\bar{y}$ — media aritmetică a valorilor rezultate experimental.

Pentru determinarea dispersiei valorilor experimentale $S_{\{y\}}^2$ și deci în final a valorii $S_{\{b_i\}}^2$ s-au executat trei experiențe ($n_0 = 3$) în condiții identice (condiții impuse de nivelul de bază al modelului matematic). Au rezultat:

$$S_{\{y\}}^2 = 2{,}5 \cdot 10^{-4} \quad S_{\{b_i\}}^2 = \frac{2{,}5 \cdot 10^{-4}}{8} = 0{,}31 \cdot 10^{-4}$$

(pentru cazul *A*)

$$S_{\{y\}}^2 = 14{,}5 \quad S_{\{b_i\}}^2 = \frac{14{,}5}{8} = 1{,}8$$

(pentru cazul *B*)

$$t_{0{,}05.8}^{tab} = 2{,}30$$

$$b_0 \quad t_{0{,}05;N}^{calc} = \frac{0{,}25}{0{,}55 \cdot 10^{-2}} \approx 0{,}45 \cdot 10^2 > t^{tab}$$

$$b_1 \quad t^{calc}_{0,05;\,N} = \frac{0,061}{0,55 \cdot 10^{-2}} = 0,11 \cdot 10^2 > t_{tab}$$

$$b_2 \quad t^{calc}_{0,05;\,N} = \frac{0,09}{0,55 \cdot 10^{-2}} = 0,163 \cdot 10^2 > t^{tab}$$

$$b_3 \quad t^{calc}_{0,05;\,N} = \frac{0,021}{0,55 \cdot 10^{-2}} = 0,038 \cdot 10^2 > t^{tab}$$

$$b'_0 \quad t^{calc}_{0,05;\,N} = \frac{1\,293}{1,34} = 964,9 > t^{tab}$$

$$b'_1 \quad t^{calc}_{0,05;\,N} = \frac{355}{1,34} = 264,9 > t^{tab}$$

$$b'_2 \quad t^{calc}_{0,05;\,N} = \frac{261}{1,34} = 194,7 > t^{tab}$$

$$b'_3 \quad t^{calc}_{0,05;\,N} = \frac{124}{1,34} = 92,5 > t^{tab}$$

Din analiza comparativă a valorilor calculate şi respectiv tabelate, corespunzătoare criteriului Student, rezultă că toţi coeficienţii ecuaţiei regresiei modelului liniar sînt statistic determinaţi.

Forma particulară a ecuaţiei regresiei va deveni (corespunzător celor două situaţii):

$$A) \quad y = 0,25 + 0,061\,x_1 + 0,09\,x_2 + 0,021\,x_3$$

$$B) \quad y' = 1\,293 + 355\,x'_1 + 261\,x'_2 + 124\,x'_3$$

Semnul şi valoarea coeficienţilor dau indicaţii legate de gradul de influenţă pe care îl manifestă diverşii factori independenţi asupra parametrului optimizat.

3. Determinarea compatibilităţii modelului matematic adoptat se realizează cu ajutorul criteriului Fischer. Se porneşte de la premisa că modelul matematic adoptat este compatibil şi că ecuaţia regresiei exprimă corect influenţa fiecărui parametru independent asupra parametrului de optimizat dacă este îndeplinită condiţia:

$$F^{calc}_{f_2 f_1} = \frac{S^2_{comp}}{S^2_{\{y\}}} \leqslant F^{tab}$$

unde: f_2; f_1 sînt numerele gradelor de libertate;

$f_2 = N - K'$ (K' – numărul coeficienţilor statistic determinaţi)

$$f_1 = n_0 - 1$$

iar

$$S^2_{comp} = \frac{\sum_{n=1}^{N} (y_{ncalc} - y_{nexp})^2}{f_2 = N - K'}$$

Verificările au confirmat justeţea modelului matematic adoptat.

Concluziile rezultate din efectuarea ciclului de experimentări impus de modelul matematic adoptat, privitoare la influenţa diferiţilor factori tehnologici ai procesului de nitrurare asupra cineticii şi morfologiei stratului nitrurat, format în cazul fontelor cu grafit noudular, au fost verificate pe cale roentgenostructurală (fig. 1—3) şi pe cale metalografică (fig. 4), fiind confirmate de către acestea (influenţa

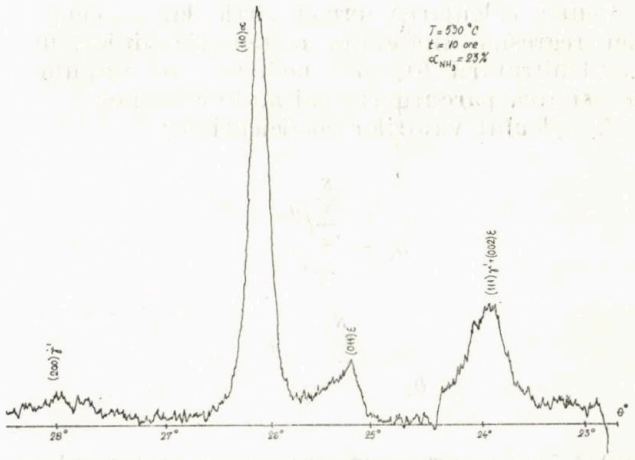


Fig. 1. Analiza roentgenostructurală efectuată asupra stratului cementat cu N, obţinut în cazul fontelor cu grafit nodular nitrurate în condiţiile:
T_{nitr} = 530°C; $t_{menţ}$=10 h; α_{NH_3} = 23%

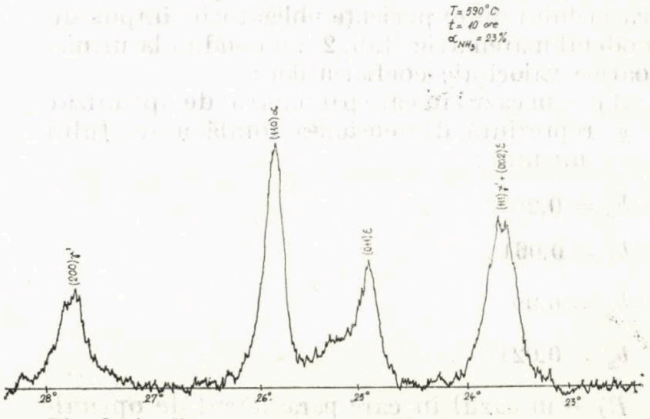


Fig. 2. Analiza roengenostructurală efectuată asupra stratului cementat cu N, obţinut în cazul fontelor cu grafit nodular nitrurat în condiţiile:
T_{nitr} = 590°C; $t_{menţ}$=10 h; α_{NH_3}= 23%

puternică manifestată de către temperatura de saturare şi de perioada de menţinere la temperatura de regim asupra cineticii globale de creştere a stratului cementat cu azot, precum şi slaba influenţă manifestată de variaţia gradului de disociere a amoniaclui, deci a activităţii atmosferei utilizate în intervalul 23—29 %). Pentru o caracterizare completă a procesului analizat s-a încercat, pornind de la ecuaţia gene-

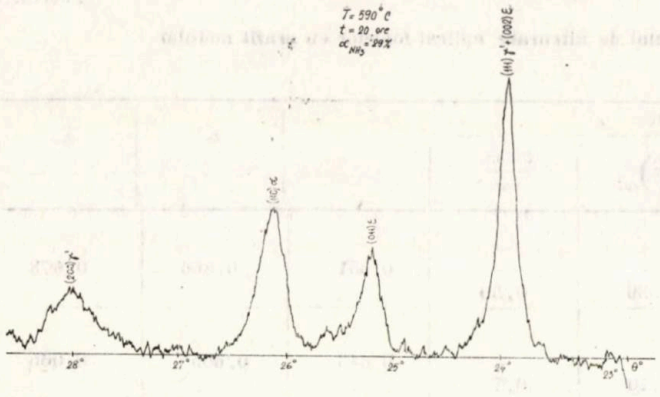


Fig. 3. Analiza roengenostructurală efectuată asupra stratului cementat cu N, obținut în cazul fontelor cu grafit nodular nitrurat în condițiile:
T_{nitr}=590°C; t_{ment}=20 h; α_{NH_3}= 29%

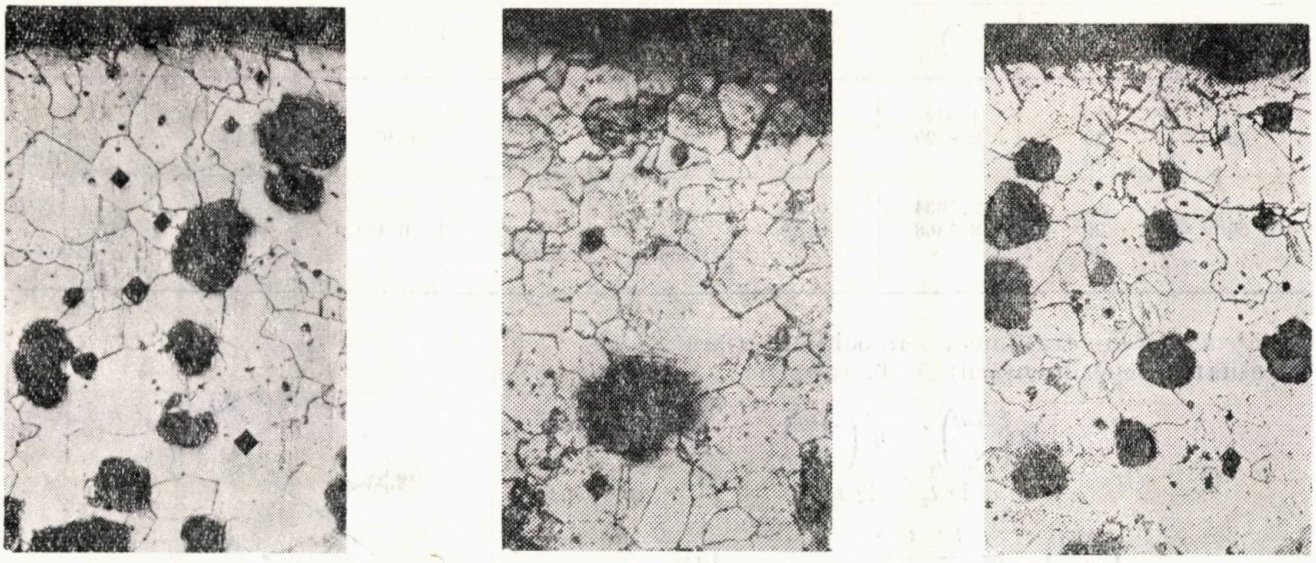
la stadiul procesului care se desfășoară cu viteza cea mai mică. Astfel cînd: $(1-\alpha) > 0{,}5$ se consideră că stadiul procesului caracterizat prin viteză minimă este reprezentat de adsorbție;

$(1-\alpha) < 0{,}5$ — procesul este limitat de difuzie;

K^* — constanta vitezei procesului.

În contextul realizării unei concentrații ridicate a elementului activ (N) în incinta cuptorului, se poate considera că $n = 0$, iar prin integrarea ecuației generale se ajunge la o expresie de forma:

$$K^* = \frac{(1-\alpha)\,\Delta m}{S_0 \cdot t^{1-\alpha}} \qquad (2)$$



a *b* *c*

Fig. 4. Microstructuri ale stratului cementat cu azot obținut pe probe executate din fontă cu grafit nodular nitrurate la 530°C, $\alpha_{NH_3} = 20-30\%$, diverse perioade de menținere:
$a - t_1 = 10$h; $C - t_2 = 20$h; $c - t_3 = 40$ h Atac nital 2%; 125:1

rală, utilizată în descrierea cineticii reacțiilor eterogene, determinarea parametrilor cinetici ai nitrurării:

$$K^* = \frac{(1-\alpha)V^n}{S_0 \cdot t^{1-\alpha}} \int_{m_0}^{m} \frac{dm}{(Cv-\Delta m)^n} \qquad (1)$$

unde:

S_0 este mărimea inițială a suprafeței de adsorbție;

m_0, m — masa fazei solide în momentul inițial și la un anumit moment de timp;

C — concentrația limită a elementului activ în produs (se ia în considerație concentrația inițială a acestuia și chimismul procesului);

n — ordinul reacției;

α — constanta cinetică — parametrul cinetic $(1-\alpha)$ dă indicații referitoare

Introducînd dependența $\delta = k''.m$ (unde δ — dimensiunea stratului, se obține în final:

$$K_0 = \frac{(1-\alpha)\,\delta}{t^{1-\alpha}} \qquad (3)$$

Cu ajutorul relațiilor (2) și (3), se poate determina constanta vitezei de reacție a procesului. Calcularea valorii parametrului cinetic $(1-\alpha)$, relația (4), cu ajutorul creșterilor în greutate $\left(\frac{\Delta m}{S_0}\right)$, înregistrată în diferitele condiții de determinare, a permis pe lîngă estimarea stadiului procesului care se desfășoară cu viteza cea mai mică (adsorbția sau difuzia) și o apreciere analitică a valorilor dimensiunilor de strat (sau a creșterii în greutate), care pot fi atinse în anu-

Tabelul 3

Determinarea parametrilor cinetici ai procesului de nitrurare aplicat fontelor cu grafit nodular

a) în funcție de temperatura de nitrurare

Parametrii tehnologici ai procesului și rezultatele nitrurării						$1-\alpha$	$\overline{K}^*$	$\overline{K}_0$
t_{ment} [h]	T_{nitr} [°]	$\left(\frac{\Delta m}{S_0}\right)_{exp}$	$\delta\ (mm)_{exp}$	$\left(\frac{\Delta m}{S_0}\right)_{calc}$	$\frac{\delta(mm)}{calc}$			
10	530	1,0076	0,12	—	—	0,351	0,866	0,078
	590	2,4673	0,16	—	—			
	650	—	—	5,539	0,50			
20	530	1,83321	0,275	—	—	0,643	0,665	0,065
	590	3,7351	0,4	—	—			
	650	—	—	7,10	0,7			

b) în funcție de timpul de menținere la nitrurare

Parametrii tehnologici ai procesului și rezultatele nitrurării						$1-\alpha$	$\overline{K}^*$	$\overline{K}_0$
T_{nitr} [°C]	t_{ment} [h]	$\left(\frac{\Delta m}{S_0}\right)_{exp}$	$\delta(mm)_{exp}$	$\left(\frac{\Delta m}{S_0}\right)_{calc}$	$\frac{\delta(mm)}{calc}$			
530	10	1,042	0,12	—	—	0,978	0,159	0,019
	20	2,0529	0,25	—	—			
	30	—	—	3,052	0,368			
590	10	2,5634	0,25	—	—	0,484	0,495	0,062
	20	3,5868	0,48	—	—			
	30	—	—	4,365	0,55			

mite condiții de tratament termochimic (fără necesitatea experimentării) (5—6, tab. 3):

$$(1-\alpha)_{T=ct} = \frac{\lg\left(\frac{\Delta m}{S_0}\right)_{t_2} - \lg\left(\frac{\Delta m}{S_0}\right)_{t_1}}{\lg t_2 - \lg t_1} \qquad (4)$$

$$\left(\frac{\Delta m}{S_0}\right)_{calc} = \frac{\overline{K}^* \cdot t^{1-\alpha}}{1-\alpha} \qquad (5)$$

$$\delta_{calc} = \frac{K_0 \cdot t^{1-\alpha}}{1-\alpha} \qquad (6)$$

Valorile calculate sînt în concordanță perfectă cu rezultatele experimentale (fig. 5).

În concluzie, cele două metode utilizate în rezolvarea problemei impuse inițial permit, pe de o parte, determinarea gradului de influență a fiecărui parametru tehnologic al procesului asupra cineticii și morfologiei stratului nitrurat, deschizînd în același timp perspectiva determinării riguroase a unui anumit parametru tehnologic (T, t, α) în condiția unei valori constante impuse pentru dimensiunea totală a stratului (în ecuația regresiei se vor introduce valorile codificate în prealabil ale acestor parametri).

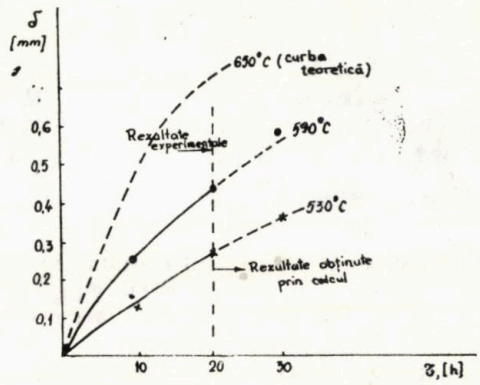


Fig. 5. Influența temperaturii și a perioadei de menținere la nitrurare asupra cineticii de creștere a stratului cementat obținut în cazul fontelor nodulare

Cu ajutorul celei de a doua metode, pe de altă parte, se creează posibilitatea calculării prealabile a parametrilor cinetici ai procesului și prin aceasta — prognoza dimensiunii stratului (sau a creșterii în greutate) pentru anumite valori cunoscute ale parametrilor tehnologici ai proces ui.

Conf. dr. ing. C. Dumitrescu
Institutul politehnic — Bucureşti
ing. P. Olaru
I.C.P.A.E.B.A. — Bucureşti
ing. C. Sabău şi ing. Adriana Breza
Întreprinderea de avioane — Bucureşti

Studii şi cercetări experimentale privind influenţa cianizării de temperatură joasă asupra durităţii stratului călit la oţelurile de îmbunătăţire

CZ : 620.178.1 : 621.785

O serie de organe de maşini utilizate în industrie, prin modul specific de solicitare, trebuie să asigure atît rezistenţă mecanică superioară, cît şi rezistenţă ridicată la uzare.

Pentru realizarea rezistenţei la uzare este necesar ca în stratul superficial al pieselor să se obţină martensită şi carburi, nitruri sau carbonitruri. Rezistenţa mecanică de ansamblu este dată de existenţa în miezul pieselor a constituenţilor de tip bainitic sau sorbitic, care se pot obţine prin îmbunătăţire şi în oţelurile carbon de nuanţă semidură [1].

Pe baza unor relaţii de similitudine în ceea ce priveşte diametrul atomic şi activitatea chimică, se apreciază că aportul azotului la creşterea durităţii este aditiv,' adică dacă se supune cianizării un oţel cu 0,4%C în medie şi se introduce în stratul superficial 0,2% N, duritatea după călire corespunde unui oţel cu circa 0,6%C [2].

Cunoscînd că azotul are un efect gamagen, alierea suplimentară cu acest element se manifestă prin scăderi importante ale temperaturilor punctelor Ac_1 şi Ac_3 şi prin deplasarea spre stînga a punctului eutectoid S [3]. Conţinuturi de azot de aproximativ 1% pot duce la scăderea temperaturii punctelor critice cu cca 100°C [4]—[6].

În lucrarea de faţă sînt prezentate rezultatele cercetărilor experimentale, efectuate în scopul evidenţierii efectului pe care îl are saturarea stratului superficial cu azot asupra principalelor proprietăţi ale oţelului OLC 45, după diverse temperaturi de tratament termic.

Materialul şi metodica de cercetare

Cercetările experimentale au fost efectuate pe o şarjă de oţel OLC 45, a cărei compoziţie chimică şi puncte critice sînt prezentate în tabelul 2.

Au fost efectuate epruvete normale (Ø 15 × × 200) în vederea determinării rezistenţei la rupere, alungirii şi gîtuirii şi probe destinate studiului metalografic şi determinărilor de duritate HV 0,5.

Problele în stare de livrare au fost supuse cianizării într-un cuptor tip baie de săruri cu compoziţia : 54% $(NH_2)_2CO$ (uree) + 46% Na_2CO_3.

Cianizarea s-a efectuat la temperatura de 570°C, cu durata de menţinere 3 h, urmată de răcire în aer. După cianizare probele au fost supuse unor căliri succesive în apă la temperaturi de 650, 680, 710, 750 şi 800°C. Încălzirea în vederea călirii s-a efectuat într-un cuptor electric tip baie de săruri, prevăzut cu termoreglare (precizie ± 5°C.) Durata de menţinere a probelor în cuptorul de încălzire pentru călire a fost de 15 min.

Rezultate obţinute

În cadrul studiilor de microscopie optică au fost evidenţiate principalele modificări structurale, care au loc în straturile superficiale ale probelor. În figura 1, *a* se prezintă micrografia optică a oţelului OLC 45 supus cianizării la temperatura de 570°C/3h/aer. Metalografic, la suprafaţa probei se evidenţiază un strat de

Tabelul 1

% C în oţel	Valorile punctelor Ac_1 şi Ac_3 şi concentraţia în carbon a punctului eutectoid S la adaos de								
	0 % N			0,2% N			0,4% N		
	S	Ac_1	Ac_3	S	Ac_1	Ac_3	S	Ac_1	Ac_3
0,40	0,80	730°C	784°C	0,77	700°C	765°C	0,74	685°C	738°C

Tabelul 2

Materialul	Compoziţia chimică, %					Puncte critice, °C			
	C	Mn	Si	S	P	Ac_1	Ac_3	Ar_1	Ms
Şarja studiată	0,47	0,71	0,18	0,028	0,018	725	780	711	330

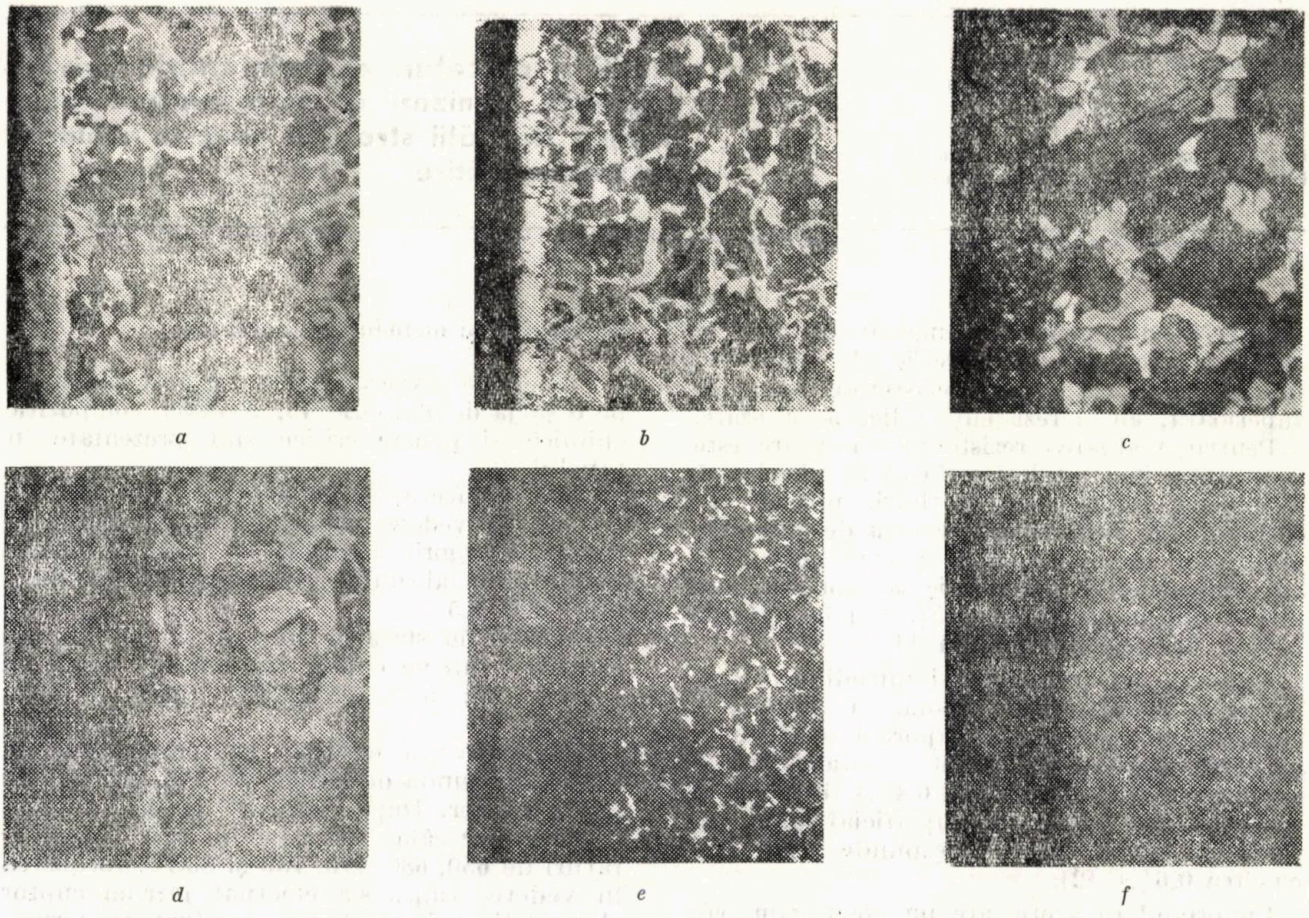
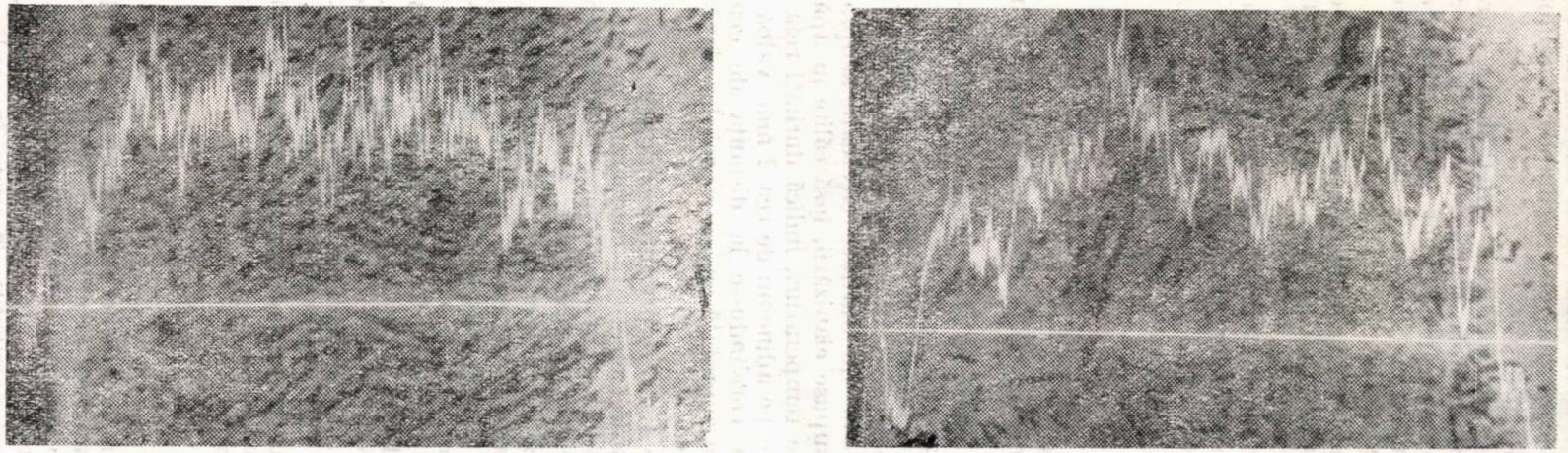


Fig. 1. Studiul metalografic al probelor cianizate și călite în apă de la diverse temperaturi. Atac nital 2%:
a – oțelul OLC 45, cianizat 570°C/3 h/aer, mărire × 200;
b – oțelul OLC 45, cianizat + călit în apă de la 650°C, mărire × 200;
c – oțelul OLC 45, cianizat + călit în apă de la 680°C, mărire × 500;
d – oțelul OLC 45, cianizat + călit în apă de la 710°C, mărire × 500;
e – oțelul OLC 45, cianizat + călit în apă de la 750°C, mărire × 200;
f – oțelul OLC 45, cianizat + călit în apă de la 800°C, mărire × 500

compuși cu adîncimea de cca 25 μm. Stratul de compuși este urmat de stratul de difuzie, a cărui prezență, pusă în evidență prin determinările de duritate HV 0,5, are adîncimea de cca 0,5 mm (fig. 3). Structura centrului probei este alcătuită din ferită și perlită. Încălzirea la temperatură de 650°C (în cuptor tip baie de săruri) și călirea în apă duce la micșorarea grosimii stratului de compuși (10—16 μm) și la fisurarea acestuia probabil datorită tensiunilor de călire (fig. 1,*b*). În conformitate cu valorile determinărilor de duritate HV0,5 (fig. 3), grosimea stratului de difuzie rămîne practic neschimbată. Structura centrului probei este alcătuită din ferită și perlită.

Călirea oțelului OLC 45 (în prealabil cianizat) de la temperatura de 680°C se manifestă prin modificări structurale importante. Stratul de compuși dispare, locul său fiind luat de un strat alcătuit din martensită aliată și austenită reziduală de 16—20 μm grosime și probabil carburi (fig. 1, *c*). Obținerea martensitei și austenitei reziduale dovedește scăderea temperaturii punctelor critice Ac_1 și Ac_3. Dacă se ține seamă de compoziția chimică inițială a oțelului (%C = = 0,47%) și de datele prezentate în tabelul 1, rezultă că în stratul superficial au fost introduse cantități mai ridicate de 0,4% N, fapt care a dus la scăderea temperaturii punctului Ac_1 sub 680°C (temp. călire). În această situație, dacă se consideră efectele C și N ca fiind adiționale, se poate conchide că, în stratul superficial, oțelul a devenit hipereutectoid, ceea ce a permis obținerea în structură după călire a martensitei, ausenitei reziduale și probabil a carburilor. Din determinările de duritate (fig. 3) rezultă că adîncimea stratului de difuzie rămîne aproape nemodificată, în timp ce structura centrului probei este alcătuită din ferită și perlită.

Încălzirea la temperatura de 710°C în vederea călirii duce la mărirea dimensiunii stratului superficial la 28—32 microni și la scăderea vizibilă a proporției de austenită reziduală (fig. 1, *d*). În aceste condiții structura la margine este alcătuită preponderent din martensită aliată cu C și N, avînd și urme de austenită reziduală și carburi. Rezultă că, la această temperatură, prin procese de difuzie crește dimensiunea stratului superficial și probabil prin retrodifuzie și desorbție a avut loc o redistribuire a azotului, astfel încît compoziția chimică s-a apropiat de compoziția eutectoidă. Dimensiunea stratului



a *b*

Fig. 2. Studiul la microscopul electronic cu baleiaj (scanning) a probelor supuse experimentării, mărire × 1000

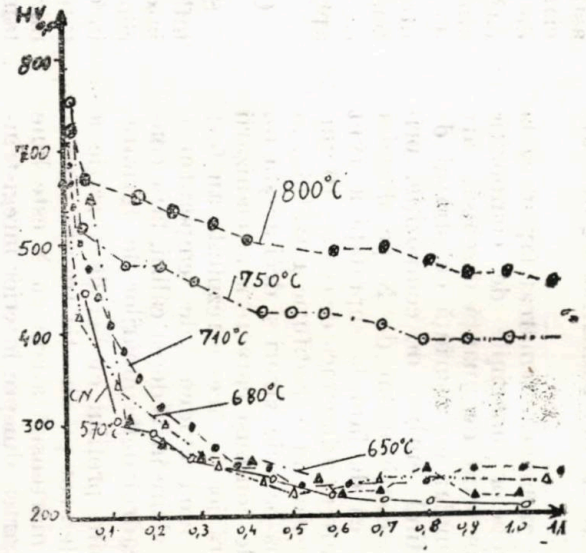


Fig. 3. Variația durității în funcție de distanța de la suprafața probei în diverse condiții de tratament termic :

0–0 CN+570° C/3h/aer; Δ–·–Δ CN+C 650°C/apă;
Δ–··–Δ CN + C 680°C/apă; ●– – –● CN + C 710°C/apă;
⊙–·–⊙ CN + C 750°C/apă; ⊗– – –⊗ CN + C 800°C/apă

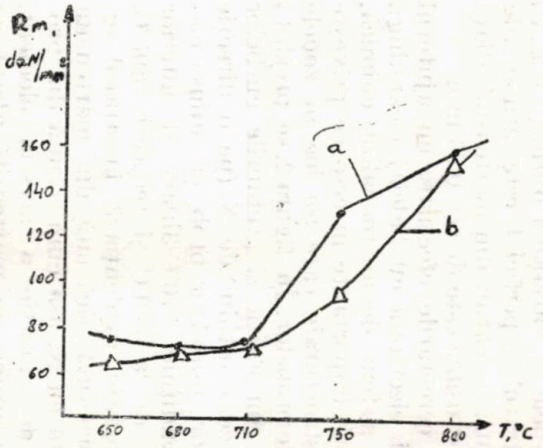


Fig. 4. Variația rezistenței de rupere cu temperatura de călire :

a – probă necianizată; *b* – probă cianizată și călită

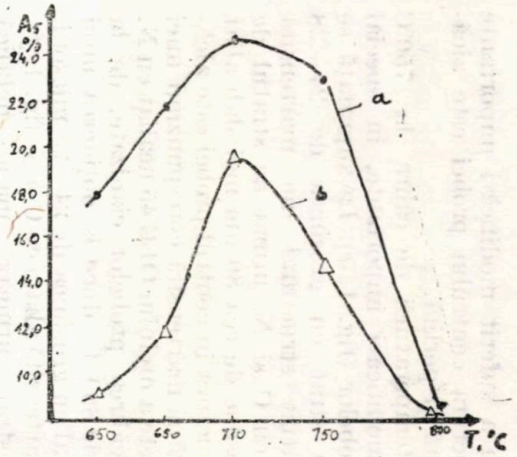


Fig. 5. Variația alungirii cu temperatura de călire :

a – probă necianizată; *b* – probă cianizată și călită

de difuzie nu a suferit modificări importante (fig. 3). Structura centrului probei este alcătuită din ferită și perlită.

Ridicarea temperaturii de călire la 750°C conduce la modificări importante, în special în centrul probelor (fig. 1, *e*). La suprafață se păstrează un strat cu grosimea de 24—28 microni, alcătuit structural din martensită bogat aliată cu C și N, urmat de stratul de difuzie cu grosime de cca 80 μm mai slab aliat cu C și N. Structura în centrul probei este alcătuită din ferită și martensită corespunzînd unei călîri incomplete a oțelului OLC 45 nealiat cu N.

În sfîrșit, călirea probelor cianizate, de la temperatura de 800 °C, duce la obținerea unui strat superficial cu grosimea de 24—28 microni, alcătuit din martensită aliată cu C și N (fig. 1, *f*). După acest strat, urmează masa metalică de bază alcătuită din martensită. Deși metalografic nu se evidențiază mai multe straturi, totuși din curbele de variație a durității (fig. 3) rezultă că stratul superficial este urmat din stratul de difuzie, alcătuit din martensită aliată cu N, a cărui grosime este de cca 0,65 mm.

Studiile și cercetările efectuate cu ajutorul microscopului electronic cu baleiaj (scanning), prevăzut cu sistem de microanaliză chimică, aduc informații importante în ceea ce privește modificările structurale care au loc în zonele superficiale ale probelor. În figura 2, se prezintă imaginile de compoziție și profilurile curbelor de variație a conținutului de N (pe o direcție orizontală), corespunzător probelor supuse cianizării în condițiile 570°C/3h/aer și ulterior călirii în apă de la 750°C și respectiv 800°C. Ambele micrografii evidențiază în stratul superficial o structură alcătuită din martensita aciculară aliată cu N, așa cum rezultă din profilul curbei de variație a acestui element. Grosimile straturilor de martensită aliată cu N sînt de cca 0,5 mm și sînt în bună concordanță cu rezultatele determinărilor de duritate (fig. 3).

Trebuie, de asemenea, remarcat faptul că la suprafața probelor imaginile de compoziție evidențiază un strat de nuanță deschisă, care poate fi confundat cu ușurință cu stratul de compuși. Profilul curbei de compoziție, privind variația conținutului de N pe direcția trasată, arată că de fapt la suprafață a avut loc o denitrurare pe adîncimea de cca 5—10 μm, datorită proceselor de retrodifuzie a azotului la interfața probă-baie de săruri și deci acesta nu este stratul de compuși caracteristic cianizării de temperatură joasă. Aceste rezultate au fost stimulate, în mod evident, de temperaturile ridicate de încălzire în vederea călirii, fapt confirmat și în cadrul determinărilor de duritate.

În sfîrșit, din profilul curbei de variație a conținutului de azot pe direcția trasată rezultă că stratul de martensită aliată cu N este bine delimitat, la partea dinspre interior înregistrîndu-se o scădere bruscă a intensității curbei de compoziție.

Rezultatele determinărilor de duritate $HV0{,}5$ sînt în concordanță cu rezultatele studiilor metalografice (fig. 3).

Cianizarea în condițiile 570°C/3h/aer, urmată de călîri de la temperaturi de pînă la 710°C, duce la obținerea unor durități ridicate în stratul superficial și a unor durități scăzute în centrul probelor.

Rezultă că, pe această cale se pot obține piese cu o rezistență ridicată la uzare, miezul acestora rămînînd tenace.

Determinările de duritate $HV0{,}5$, efectuate pe suprafața probelor, au avut ca rezultat următoarele valori:

— proba cianizată — 962 $HV0{,}5$;

— proba cianizată și călită de la 650°C — 912 $HV0{,}5$;

— proba cianizată și călită de la 680°C — 592 $HV0{,}5$;

— proba cianizată și călită de la 710°C —710 $HV0{,}5$;

— proba cianizată și călită de la 750°C — 746 $HV0{,}5$;

— proba cianizată și călită de la 800 °C — 722 $HV0{,}5$.

Determinările de duritate efectuate asupra probelor nesupuse cianizării, însă călite în apă de la diverse temperaturi, indică durități relativ constante pe adîncimi de cca 2 mm, valoarea acestora corelîndu-se la distanța de cca 0,6 mm de la suprafață cu cea a probelor cianizate și călite.

În figurile 4 și 5 se prezintă rezultatele încercărilor mecanice, efectuate comparativ pe probe supuse călirii în apă la diverse temperaturi cu și fără cianizare prealabilă.

Pe măsură ce temperatura de călire crește, diferența dintre rezistențele de rupere scade, astfel că la temperatura de 800°C la proba necianizată corespunde o rezistență de rupere de 158 daN/mm², iar la proba cianizată, 153 daN/mm². După cum rezultă din figura 5, alungirea crește pînă la temperatura de călire de 710°C (probabil pe seama globurizării perlitei), după care scade în funcție de creșterea temperaturii (proporției de martensită), astfel că la călirea de la 800°C valorile acesteia se apropie de zero.

Concluzii

Studiile și cercetările experimentale privind influența cianizării asupra modificărilor care intervin în cinetica de transformare a straturilor superficiale ale oțelului OLC 45 arată că, în cazul pieselor solicitate la uzare, în exploatare este posibilă înlocuirea tratamentelor termice clasice sau călirii superficiale cu un tratament termic combinat după ciclul următor:

încălzire în cuptor tip baie de săruri pentru cianizare, la temperaturi de 570°C și menținere timp de 2—3 h, urmată de o călire de la 680—710°C în apă. După călire se aplică o revenire joasă (120—180°C), cu o durată de 10—15 min cu răcire în aer.

Principalele avantaje pe care le prezintă un astfel de tratament termic combinat pot fi următoarele:

— în cazul aplicării tratamentului de călire superficială (CIF) duritatea obținută la suprafață este inferioară tratamentului termic combinat (cianizare + călire). Avînd în vedere procesele de decarburare care intervin la călirea superficială, acest procedeu este succedat de multe ori de operații de rectificare, operații care nu sînt necesare în cazul tratamentului termic combinat, acesta constituind de fapt ultima operație tehnologică;

— avînd în vedere că în strat suma C + N $\approx 0{,}8\%$ și în miezul probei conținutul de carbon este de 0,47%, rezultă că punctele M_s și M_f ale stratului sînt mai coborîte decît ale miezului. Datorită acestui motiv, transformarea martensitică se produce mai întîi în miez, aceasta avînd ca rezultat introducerea unor tensiuni de compresiune în strat, ceea ce favorizează în mod suplimentar creșterea rezistenței la oboseală;

— aplicarea tratamentului termic combinat necesită investiții mult mai reduse decît procedeul de călire superficială (CIF).

BIBLIOGRAFIE

[1] Hodge, J. M. și Orehosky, M. A. În: Trans. A.I.M.E., S.U.A., 167, 1946, p. 627.

[2] Milinskaia, I. N. și Tomilin, I. A. *Dokladi Akademii Nauk, U.R.S.S.*, 1968, 178, nr. 5, p. 1140—1143.

[3] Popescu, N. și Vitănescu, C. *Tehnologia tratamentelor termice.* București, Ed. tehnică, 1974.

[4] Prjenosil, B. *Dependența conținutului de azot de conținutul de carbon în straturile carbonitrurate.* În: Hutnicke Listy, R.S.C., nr. 3, 1957, p. 222.

[5] Pompey, J. *Noi succese și direcții de dezvoltare a carbonitrurării și nitrurării.* În: Härt.Tech. Mitt., R.F.G., vol. 18, nr. 3, 1963.

[6] Levy, A. ș.a. *Combining Nitriding with Induction Heating.* Pays & Bonus — În: Metal Progress, S.U.A., vol. 93, nr. 6, 1968.

DOCUMENTARE

Sistem de injectare scandinav utilizat la elaborarea oțelului

În primii ani ai deceniului 8 s-a pus la punct o tehnologie de insuflare în oală de către industria siderurgică scandinavă și MEFOS, o fundație pentru cercetări metalurgice din Suedia. La început s-a hotărît ca tehnologia să se utilizeze la instalațiile existente, fără să li se aducă modificări importante. Eforturile inițiale de dezvoltare făcute de MEFOS au fost îndreptate spre obținerea parametrilor pneumatici care permit transportul pulberilor reactive spre o oală cu oțel fără întreruperi ale fluxului, care pot duce la blocări ale sistemului sau la împroșcări. Pe lîngă parametrii metalurgici scoși în evidență de siderurgia scandinavă, munca de cercetare s-a axat pe simplificarea concepției echipamentului, considerîndu-se că alimentatorul trebuie să fie separat fizic de lance. Lucrările preliminare asupra parametrilor de transport și instalația pilot au fost încheiate în 1976. În această etapă a programului, activitatea de încercări s-a concentrat asupra constatării obținerii unor rezultate teoretice și pe instalația pilot în condițiile reale ale uzinei.

Pe baza rezultatelor pozitive obținute în cadrul programului de cercetare de 5 ani, în anul 1977 s-a hotărît să se vîndă tehnologia de insuflare în străinătate. S-a constituit astfel firma Scandinavian Lancers AB, dezvoltîndu-se și devenind treptat o societate internațională de engineering.

Combinarea mai multor aspecte, cum ar fi cercetarea metalurgică, echipamente la cerere și piața orientată în funcție de cererea beneficiarilor, a dat rezultate pozitive. Astfel societatea Scandinavian Lancers AB a cîștigat un loc de frunte în această tehnologie, contractîndu-se în prezent peste 70 instalații cu insuflare.

Pentru a satisface noile specificații ale beneficiarilor, este necesar să se extindă programul pentru produse. Alte noi metode, puse la punct în special în industria oțelului, au fost adăugate treptat. Astfel societatea Scandinavian Lancers AB oferă în prezent tehnologii pentru fiecare uzină în parte. Se livrează de la instalații mici de insuflare pentru miniuzine pînă la instalații complicate cu control computerizat pentru furnale.

În cazul pachetelor de tehnologii, echipamentul metalurgic de software a fost îmbunătățit printr-un know-how specific pentru specificațiile complicate ale oțelului.

În majoritatea cazurilor, beneficiarii cer livrarea la cheie a instalațiilor, inclusiv pregătirea personalului. Acest curs are loc la Centrul de pregătire din Höganäs, Suedia și în uzinele echipate cu instalații de insuflare în oală.

În urma instalării echipamentului de insuflare, se impune utilizarea lăncilor, aliajelor, pulberilor pentru insuflare. Pentru a obține rezultate optime, este important să se fabrice produse consumabile. Concepția și vînzarea acestor produse, adecvate pentru procedeul pus la punct de societate, au fost incluse în programul de vînzări.

Pentru a satisface beneficiarii americani, societatea a semnat un contract exclusiv cu societatea Vulcan Engineering, Pittsburgh, în vederea fabricării și vînzării în colaborare a unor instalații de elaborare secundară în oală, în Statele Unite și Canada. Acest proiect include și un acord de cooperare pentru vînzarea unor instalații de insuflare pentru afinarea oțelului lichid în afara zonei Americii de Nord.

Recesiunea îndelungată a afectat puternic și siderurgia. În ciuda acestei situații sau poate tocmai datorită acestei situații, pe plan mondial se manifestă o tendință de îmbunătățire și optimizare a procedeelor existente, precum și de punere în aplicare a noilor tehnologii. Insuflarea pentru afinare duce la economii de cost pentru investiții reduse.

(În: *Steel Times International, Anglia, nr. 2, 1983, p. 20*)

Studirea posibilităţilor de îmbunătăţire a desulfurării la aglomerarea unui concentrat magnetitic cu conţinut ridicat de sulf

Ing. I. Iacoban, ing. P. Ţocu
şi ing. D. Lazăr
Institutul de cercetări metalurgice
Bucureşti

CZ : 622.785 : 669.046.546.2

Analiza chimică generală a concentratului studiat (obţinut prin separarea magnetică a unui minereu sărac de fier indigen) a indicat următoarele conţinuturi :

Fe_{tot}	= 49,67 %	K_2O	= 0,26 %
Fe_{sol}	= 49,49 %	Al_2O_3	= 2,24 %
CaO	= 4,06 %	As	= 0,065 %
MgO	= 5,87 %	TiO_2	= 0,09 %
SiO_2	= 6,12 %	Cu	= 0,02 %
Mn	= 0,32 %	V	= 70 g/t
P	= lipsă	Pb	= urme
S_{tot}	= 9,13 %	Zn	= 0,022 %
Na_2O	= 0,20 %		

Din respectiva probă, 43,29 % se găseşte sub formă de Fe_3O_4, 4,82 % sub formă de Fe_2O_3, în total deci 48,11 % este sub formă de oxizi de fier ; din punct de vedere al conţinutului de sulfuri acestea apar în probă : 20,73 % sub formă de pirotină Fe_x S şi 3,72 % sub formă de pirită FeS_2 (în total 24,45 %).

Concentratul de fier are un caracter bazic, indicele de bazicitate :

$$\frac{CaO + MgO}{SiO_2 + Al_2O_3} = 1{,}1877$$

Analiza granulometrică a concentratului de fier cu conţinut ridicat de sulf a indicat următoarele valori :

clasa, mm	+ 0,125	0,125—0,1	0,1 — 0,074
%	13,01	6,95	20,17

0,074 — 0,06	0,06 — 0,04	—0,04
7,00	21,11	31,76

Pentru a studia modificarea parametrilor de aglomerare şi a caracteristicilor aglomeratului, ca urmare a introducerii concentratului sulfuros în reţeta de aglomerare, s-au efectuat patru serii de aglomerări : una de referinţă cu un amestec omogenizat de minereuri utilizate curent la aglomeratoarele din ţară, trei serii cu adăugarea în amestec a 10, 20, respectiv 50 % concentrat.

Caracteristicile medii de aglomerare pe cele trei variante de lucru cu adaos de concentrat de fier în proporţie de 10—20—50 %, comparativ cu varianta de referinţă, sînt prezentate în tabelul centralizator 1 şi în figurile 1 şi 2.

Capacitatea de aglomerare a concentratului studiat este determinată în principal de următoarele caracteristici :

— granulaţie foarte fină, sub 0,2 mm(din care 80 % sub 0,1 mm) ;

— conţinut ridicat de sulf (peste 9 %) ;

— compoziţia mineralogică preponderent magnetitică.

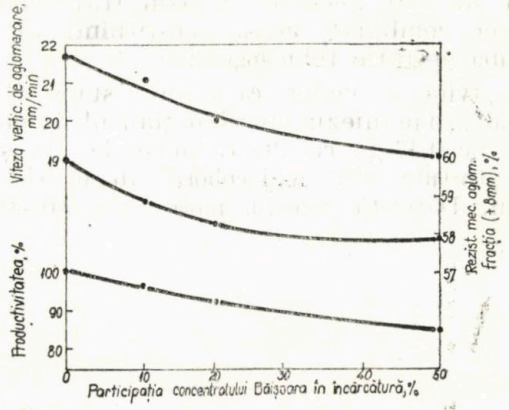


Fig. 1.

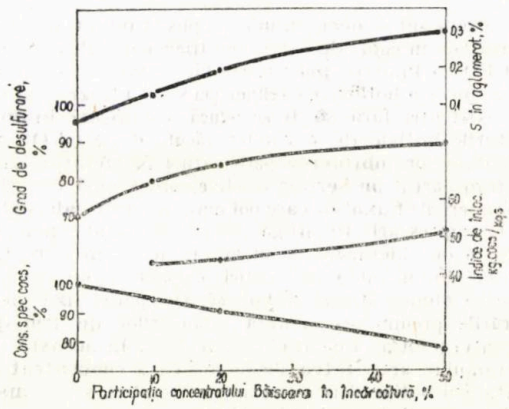


Fig. 2

Atît granulaţia foarte fină, cît şi conţinutul ridicat de sulf al concentratului influenţează negativ permeabilitatea la gaze a încărcăturii de aglomerare, micşorînd viteza verticală de aglomerare şi productivitatea instalaţiei. Totodată creşterea conţinutului de sulf în aglomerat are ca urmare apariţia unor compuşi mineralogici care-i înrăutăţesc rezistenţa mecanică, factor care contribuie de asemenea la scăderea productivităţii. Toate acestea apar clar în tabelul 1 şi figura 1.

Trebuie menţionat însă că la adaosuri mici (sub 5 %) în reţeta de aglomerare, structura

Tabelul 1

Nr. crt.	Parametrii de lucru	U.M.	Varianta de lucru			
			De referinţă	Adaos de concentrat de fier cu conţinut ridicat de sulf		
				10%	20%	50%
1	Minereu omogenizat	%	100	90,01	80,13	50,02
	Concentrat de fier	%	—	9,99	19,87	49,98
2	Adaos la aglomerare :					
	— calcar	%	28,43	27,87	26,01	24,97
	— dolomită	%	3,98	3,92	3,64	3,49
	— cocs	%	6,79	6,56	6,31	5,41
	— umiditate	%	8,11	8,07	8,12	8,11
	— greutate volumetrică	kg/dm³	2,010	2,062	2,069	2,066
3	Regimul de aglomerare :					
	— depresiunea sub grătar					
	— iniţială	mmHg	77	70	68	60
	— finală	mmHg	29	25	23	20
	— temperatura maximă sub grătar	°C	495	490	485	470
	— viteza verticală de aglomerare	mm/min	21,71	21,11	20,54	19,00
4	Compoziţia chimică a aglomeratului :					
	Fe_{tot}	%	49,79	49,85	49,72	49,60
	FeO	%	10,35	10,17	10,25	10,27
	S	%	0,057	0,130	0,190	0,290
	Indice de bazicitate $\frac{CaO + MgO}{SiO_2 + Al_2O_3}$		1,78	1,77	1,76	1,75
5	Compoziţia granulometrică a aglomeratului :					
	— fracţia — 8 mm	%	33,17	32,66	32,66	32,33
	— fracţia + 30 mm	%	16,85	17,44	16,15	14,95
6	Rezistenţa mecanică la tobă a aglomeratului :					
	— fracţia — 5 mm	%	19,15	19,75	19,90	20,33
	— fracţia — 8 mm	%	39,66	41,15	41,66	42,15
7	Indicii tehnico-economici :					
	— consum specific de cocs	%	100,0	95,2	91,5	78,5
	— productivitate	%	100,0	96,7	92,3	84,7
8	Gradul de desulfurare	%	70,4	80,1	84,3	90,0
9	Indicele de înlocuire a cocsului	kg cocs/kgS	—	43,4	44,2	51,9

magnetitică a concentratului compensează aproape în totalitate granulometria necorespunzătoare, datorită faptului că într-un amestec de minereuri preponderent hematitice, ca cel de la combinatele siderurgice din ţară, adaosuri mici de magnetită îmbunătăţesc relaţiile chimico-mineralogice din stratul de material, mărind viteza verticală de aglomerare şi productivitatea. În consecinţă, în condiţiile aglomerării industriale, utilizarea în adaosuri de pînă la 5% a concentratului studiat nu va modifica practic productivitatea aglomeratoarelor.

În ceea ce priveşte însă conţinutul de sulf din aglomerat, acesta creşte sensibil cu mărirea participaţiei concentratului în amestecul de aglomerare (fig. 2).

Făcînd analiza variaţiei consumului de combustibil, se constată că efectul termic al arderii sulfurilor din concentrat contribuie la micşorarea necesarului de cocs pentru aglomerare, fiecare kg de sulf înlocuind 0,45—0,50 kg cocs mărunt (fig. 2 şi tab. 1).

În concluzie, se poate afirma că, prin utilizarea la aglomerare a concentratului magnetitic cu conţinut ridicat de sulf, pentru o participare a acestuia de cca 1% în amestecul de minereuri, se va realiza o scădere a consumului de cocs mărunt pentru aglomerare de 0,34 kg/t aglomerat, însoţită de o creştere a conţinutului de sulf în aglomerat cu 0,005 puncte (pentru cazul studiat, conţinutul de S în aglomerat ar creşte de la 0,057 la 0,062%).

*

Întrucît una din consecinţele utilizării la aglomerare a concentratului studiat prin adăugarea în amestecul de minereuri o constituie mărirea conţinutului de sulf din aglomerat,

deci introducerea unei cantităţi mai mari de sulf în furnal, rezultă necesitatea suplimentării cantităţii de cocs pentru zgurificarea acestui sulf la elaborarea fontei. Avînd în vedere însă necesitatea stringentă a micşorării consumului de cocs pentru furnale, s-au studiat în continuare posibilităţile stabilirii unei tehnologii de aglomerare, aplicabile la scară industrială, prin care să se realizeze o desulfurare cît mai avansată.

În procesul de aglomerare, sulful existent sub formă de sulfuri în amestecul de minereuri se poate îndepărta pînă la 80—90% la aglomerarea cu adaos de calcar şi pînă la 98—99% la aglomerarea fără adaos de calcar.

În concentratul de fier studiat, sulful este legat chimic numai ca sulfuri, şi anume : circa 20% ca pirite (FeS_2) şi circa 80% ca pirotine. Pirotinele reprezintă soluţii solide de sulf în triolit (FeS), a căror concentraţie variază cu temperatura. Formula lor generică este Fe_xS, unde $x = 0{,}8 - 0{,}9$.

La aprinderea stratului de amestec pentru aglomerare, pirita se disociază prin încălzire :

$$FeS_2 = FeS + 1/2S_2 - 18\,610 \text{ kcal} \quad (1)$$

Datorită prezenţei oxizilor de fier şi a vaporilor de apă, descompunerea piritelor începe la 200—300°C.

Oxidarea piritei începe la 365°C. În intervalul de temperatură 365—650°C, cînd tensiunea vaporilor de sulf este încă redusă, pirita arde mai întîi după reacţia :

$$4FeS_2 + 11\,O_2 = 2Fe_2O_3 + 8SO_2 + 935\,320 \text{ kcal} \quad (2)$$

iar la temperaturi mai înalte :

$$3\,FeS_2 + 8O_2 = Fe_3O_4 + 6SO_2 + 568\,510 \text{ kcal} \quad (3)$$

La peste 450°C, în prezenţa oxidului feric, pirita se oxidează la magnetit, conform reacţiilor :

$$7FeS_2 + 2Fe_2O_3 = 11FeS + 3SO_2 \quad (4)$$

$$\frac{11FeS + 110Fe_2O_3 = 77Fe_3O_4 + 11SO_2}{7FeS_2 + 112Fe_2O_3 = 77Fe_3O_4 + 14SO_2} \quad (5)$$

sau

$$FeS_2 + 16Fe_2O_3 = 11\,Fe_3O_4 + 2SO_2 \quad (6)$$

Reacţia (4) decurge destul de intens la 500—600°C. Excesul de oxid feric oxidează FeS în magnetit conform reacţiei (6).

Oxidarea pirotinelor începe la 300—400°C datorită oxigenului din aer, conform reacţiei :

$$3FeS + 5O_2 = Fe_3O_4 + 3SO_2 + 411\,610 \text{ kcal} \quad (7)$$

La temperaturi mai înalte, oxidarea are loc şi prin intermediul oxidului feric, conform reacţiei (5) :

$$FeS + 10\,Fe_2O_3 = 7Fe_3O_4 + SO_2$$

Această reacţie decurge intens la 850°C.

La temperaturi peste 600—650°C se desfăşoară simultan procesele de disociere a piritei (1) şi de ardere a pirotinelor (5,7) şi sulfului format :

$$1/2S_2 + O_2 = SO_2 + 35\,455 \text{ kcal} \quad (8)$$

Din analizarea reacţiilor (1) — (8) rezultă că aglomerarea minereurilor sulfuroase este însoţită de degajare de căldură, între 3 000 şi 3 500 kcal pentru fiecare kg de sulf îndepărtat (în funcţie de preponderenţa reacţiilor de oxidare care au loc) ; în felul acesta, din punct de vedere al efectului termic, un kg de sulf echivalează cu 0,4—0,5 kg combustibil pentru aglomerare (cocs mărunt). Rezultă deci că la aglomerarea minereurilor sulfuroase, consumul de cocs mărunt trebuie micşorat corespunzător (după cum s-a verificat experimental şi mai sus).

Continuînd analizarea reacţiilor care au loc în amestecul de minereuri supus aglomerării, trebuie menţionat faptul că vaporii de sulf şi bioxidul de sulf care se degajă din partea superioară a încărcăturii se absorb în stratul inferior, în special în zona umedă, unde pot reacţiona cu oxidul feros sau calcarul. Odată cu coborîrea zonei de ardere spre stratul inferior şi îndepărtarea totală a umidităţii, acumularea sulfului în stratul inferior încetează, vaporii de sulf condensîndu-se parţial în conductele instalaţiei de aglomerare, restul fiind îndepărtat cu gazele arse. Oxidul feros interacţionează cu vaporii de sulf după următoarea execuţie :

$$FeO + 1/2S_2 + CO = FeS + CO_2 \quad (9)$$

Variaţia energiei libere a reacţiei (9) este :

$$\Delta F^\circ = -41\,475 + 18{,}79\ T, \quad (10)$$

iar constanta de echilibru a reacţiei (9) se calculează :

$$\log k = \log \frac{p_{CO_2}}{p_{CO}} \cdot \frac{a_{FeS}}{a_{FeO}} \cdot \frac{1}{p_{S_2}^{1/2}} = \frac{9\,065}{T} - 4{,}11 \quad (11)$$

Rezultatele calculelor constantelor de echilibru au arătat că în procesul de aglomerare sulful poate fi absorbit de oxidul feros pînă la 1 200 °C, cînd $p_{CO_2} : p_{CO} = 5$ şi pînă la 1 100°C, cînd $p_{CO_2} : p_{CO} = 13$.

Absorbţia de SO_2 de către calcar este favorizată de mărirea umidităţii încărcăturii, formîndu-se $CaSO_3$, oxidat apoi la $CaSO_4$ de către oxigenul din aer :

$$CaCO_3 + SO_2 + H_2O = CaSO_3 + H_2CO_3 \quad (H_2O + CO_2) \quad (12)$$

$$CaCO_3 + 1/2O_2 = CaSO_4 \quad (13)$$

În prezența CaO liber, sulfații de calciu se pot forma pînă la 1 320 — 1 350°C.

Formarea sulfaților de calciu mărește cantitatea de sulf remanent din aglomerat, deoarece în prezența carbonului se formează un compus stabil CaS :

$$CaSO_4 + 2\,C = CaS + 2\,CO_2 \qquad (14)$$

Din analizarea reacțiilor (9) — (14) rezultă că, pentru micșorarea conținutului de sulf în aglomerat, trebuie micșorată înălțimea stratului de material aglomerat (pentru reducerea absorbției de vapori de sulf și SO_2 în zona inferioară) și stabilită valoarea optimă a umidității amestecului, care să corespundă atît realizării unei bune permeabilități la gaze a stratului de material, cît și micșorării posibilității de desfășurare a reacției de formare a compusului stabil CaS.

Analizînd cinetica procesului de aglomerare, se constată că desulfurarea depinde în primul rînd de viteza de desfășurare a reacțiilor chimice de oxidare a sulfului și sulfurilor și de viteza difuziunii aerului înăuntrul bucăților de minereu și a produselor gazoase de oxidare în afară. Viteza întregului sistem este limitată de viteza cea mai scăzută, în acest caz, de viteza de difuzie, mai mică decît viteza reacțiilor chimice.

În general, viteza procesului de aglomerare a minereurilor sulfuroase este mai scăzută decît în cazul minereurilor oxidice din următoarele cauze :

a. Condițiile de ardere a sulfurilor sînt mai dificile decît condițiile de ardere a cocsului (singurul combustibil utilizat la aglomerarea minereurilor oxidice). La arderea cocsului, oxigenul trece neîmpiedicat spre frontul reacției, în timp ce la arderea FeS_2 și FeS, ca produs al reacției rezultă nu numai SO_2, ci și Fe_3O_4, care îngreuiază difuzia internă a oxigenului și externă a SO_2. Dintre sulfuri, cea mai rapidă oxidare se produce în cazul piritei, care la încălzirea peste 300°C se crapă și disociază, formîndu-se un rest poros de sulfură feroasă (a cărei oxidare în continuare este favorizată astfel de mărirea vitezei de difuzie). Pentru micșorarea influenței difuziei, minereul sulfuros trebuie sfărîmat în bucăți cu atît mai mici cu cît minereul este mai compact.

b. Sulfura feroasă care se formează în procesul de aglomerare are temperatura de topire de 1 170 — 1 190°C, însă cu oxidul feros dă un eutectic cu temperatura de topire de cca 940°C ; formarea la aceste temperaturi relativ joase a unei cantități mari de faze lichide are ca efect pe de o parte reținerea unei cantități mai mari de sulf dizolvat în fază lichidă, iar pe de altă parte micșorarea vitezei de ardere a sulfurilor din cauza îngreuierii accesului oxigenului la frontul de reacție. Aceste fenomene sînt accentuate de aglomerarea cu exces de combustibil, care topește o cantitate mărită de material. Rezultă deci că aglomerarea minereurilor sulfuroase trebuie făcută cu un consum redus de combustibil, strict controlat și cu o încărcătură cu o bună permeabilitate la gaze.

Gradul de desulfurare a unei încărcături de minereuri este favorizat de desfășurarea procesului la o temperatură cît mai ridicată de aglomerare. Temperatura procesului de aglomerare depinde de temperatura de înmuiere a încărcăturii sinterizate, iar valoarea acesteia este direct proporțională cu conținutul de fier și invers proporțională cu conținutul de CaO din amestecul de minereuri. Adăugarea de calcar la aglomerare a determinat scăderea temperaturii de aglomerare de la 1 320 — 1 350°C la 1 240— 1 250°C și a gradului de desulfurare a încărcăturii de la 95—99% pînă la 80—90%.

În concluzia celor prezentate se poate considera că principalii factori care influențează desulfurarea în cursul procesului de aglomerare sînt următorii :

— conținutul inițial de sulf al amestecului de minereuri ;
— conținutul de fier al minereurilor ;
— granulația minereurilor ;
— umiditatea amestecului de aglomerare ;
— adaosul de combustibil pentru aglomerare ;
— înălțimea stratului de aglomerare ;
— bazicitatea aglomeratului produs.

★

Din cauza granulației foarte fine (80% sub 0,1 mm), concentratul magnetitic cu conținut ridicat de sulf studiat nu se poate aglomera singur în rețeta de aglomerare, folosind tehnologia obișnuită. Din acest motiv, la experimentările efectuate în această etapă de cercetare s-a utilizat un amestec de minereuri format din concentrat și minereu omogenizat în proporția 1 : 1, metodologia de lucru fiind cea prezentată anterior.

Fiecare determinare interpretată reprezintă media a trei încercări de aglomerare.

Dintre parametrii selectați ca semnificativi pentru îndepărtarea sulfului prin procesul de aglomerare (vezi mai sus) s-a urmărit numai influența ultimilor patru. Îmbunătățirea conținuturilor de sulf și de fier ale amestecului de aglomerare depășește cadrul temei prezentei cercetări, iar granulația mult prea fină a concentratului studiat nu permite nici o îmbunătățire în sensul măririi gradului de desulfurare.

Umiditatea amestecului pentru aglomerare. S-au efectuat aglomerări cu amestecuri de materiale, avînd valori ale umidității cuprinse între 4 și 12%. Rezultatele încercărilor sînt prezentate în figura 3. Față de valoarea de referință de 8,1%, stabilită în tabelul 1, orice modificare a valorii umidității mărește conținutul de sulf în aglomerat. Mărirea umidității la

peste 8% favorizează formarea $CaSO_3$ și $CaSO_4$ și, în consecință, a sulfului legat în aglomerat sub formă de CaS. Micșorarea umidității sub valoarea de referință, din cauza granulației foarte fine a concentratului, înrăutățește permeabilitatea la gaze a amestecului de aglomerare,

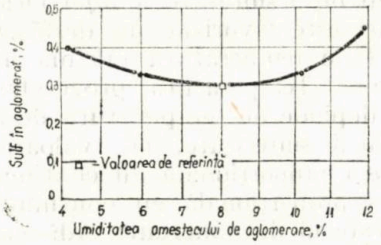


Fig. 3

frînînd totodată și desfășurarea reacțiilor de ardere a sulfurilor.

Rezultă că în cazul cercetat nu se poate îmbunătăți desulfurarea aglomeratului prin modificarea umidității amestecului de aglomerare.

Adaosul de combustibil pentru aglomerare. Pornind de la valoarea de referință de 5,4%, s-au efectuat aglomerări cu adaosuri de cocs în încărcătură, avînd valori între 3 și 7% (fig. 4).

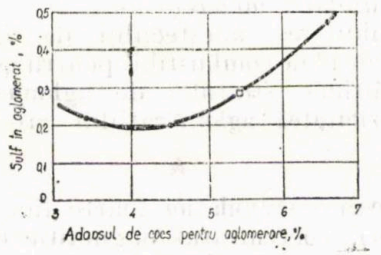


Fig. 4

Mărirea consumului de cocs a defavorizat desfășurarea reacțiilor de oxidare a sulfurilor. Prin micșorarea consumului de cocs pînă la cca 4%, conținutul de sulf din aglomerat a scăzut sub 0,2%; micșorînd în continuare consumul de cocs, cantitatea de căldură din amestec nu a mai fost suficientă pentru realizarea în bune condiții a procesului de aglomerare și, în consecință, s-a înrăutățit și desulfurarea.

Deci, prin micșorarea adaosului de cocs în cazul aglomerării minereurilor sulfuroase, se poate stabili experimental de la caz la caz valoarea pentru care se poate obține conținutul minim de sulf în aglomerat.

Înălțimea stratului de aglomerare. S-au efectuat serii de aglomerări cu înălțimi ale stratului de material de 400, 350, 300, 250, respectiv 200 mm. S-a constatat că pînă la 250 mm conținutul de sulf din aglomerat a scăzut practic proporțional cu înălțimea stratului, după această valoare înregistrîndu-se o diminuare a influenței acestui factor asupra desulfurării (fig. 5). Deci, în măsura în care nu este influențată negativ productivitatea, îmbunătățirea reacțiilor de desulfurare se poate realiza și prin micșorarea înălțimii stratului de aglomerare pînă la 200—250 mm.

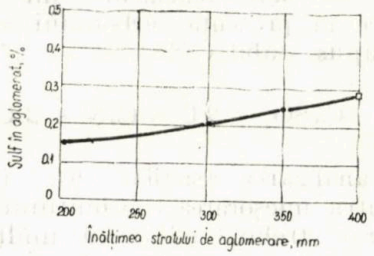


Fig. 5

Bazicitatea aglomeratului produs. Toate experimentările efectuate pînă la această etapă s-au efectuat pentru bazicități ale aglomeratului $\frac{CaO + MgO}{SiO_2 + Al_2O_3} = 1,7 - 1,8$. Această valoare ridicată a indicelui de bazicitate este impusă însă industrial numai de situații conjuncturale de aprovizionare cu materii prime,

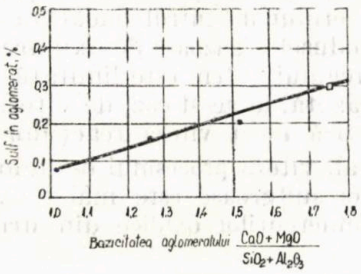


Fig. 6

în mod curent lucrîndu-se cu bazicități de 1,0 — 1,2. Din acest motiv s-a verificat experimental influența bazicității asupra desulfurării la aglomerare, constatîndu-se că în limitele $\frac{CaO + MgO}{SiO_2 + Al_2O_3} = 1,0 - 1,8$, conținutul de sulf din aglomerat scade proporțional cu micșorarea bazicității (fig. 6). Deci, în măsura în care fluxul tehnologic de producere a fontei o permite, cea mai eficientă posibilitate de scădere a conținutului de sulf în aglomerat o constituie micșorarea valorii indicelui de bazicitate.

*

În concluzie, în urma experimentărilor de aglomerare a unui concentrat magnetitic cu conținut ridicat de sulf, în amestec cu minereuri hematitice obișnuite, s-a constatat că gradul de desulfurare a aglomeratului (respectiv conținutul de sulf din aglomerat) se poate îmbunătăți prin scăderea bazicității aglomeratului (pînă la 1,0), prin micșorarea înălțimii stratului de aglomerare (pînă la 200 mm) și micșorarea adaosului de combustibil pentru aglomerare (pînă la cca 4%).

Mecanismul unic de ridicare a rezistenței metalelor și aliajelor prin ecruisarea (dezechilibrarea) mecanică sau termică a matricei (tensiunile interne reactive reziduale) *

Prof. dr. ing. C. Wanyorek
Universitatea din Brașov

CZ : 621.187.2

Utilizarea practică în construcția de mașini a metalelor și aliajelor este îngrădită de valoarea limitei de plasticitate a aliajului respectiv. Solicitat dincolo de această limită, materialul ar trece din domeniul deformărilor elastice în cel al deformărilor plastice, ceea ce ar compromite stabilitatea dimensională și, implicit, funcționalitatea, statică sau cinematică, a construcției. Se preferă termenul de „limită de plasticitate" celui de „limită de curgere", primul fiind mai expresiv și mai realist atît în raport cu semnificația lui în tehnologia de dare a formei, cît și pentru aprecierea comportării în exploatare a materialelor metalice. Tranziția elastic-plastic cu oscilații este specifică numai anumitor aliaje fier-carbon. În general, însă, această tranziție are un caracter continuu [1].

În starea de echilibru maximal a unui aliaj, în starea recoaptă, limita de plasticitate are valoarea minimă.

Se cunosc mai multe procedee tehnologice pentru ridicarea valorii, absolute și relative, a limitei de plasticitate :

1. Procedeul de deformare plastică la rece — mecanismul respectiv purtînd denumirea specifică de ecruisare.

2. Procedeul de îmbunătățire mecano-termică, constînd din deformarea plastică la rece (la temperaturi inferioare celei de recristalizare nefazică), urmată de o revenire (reîncălzire), gradată, în funcție de proprietățile dorite.

3. Procedeul de îmbunătățire termică, în două variante :

a) Călirea la martensită (duritate, rezistență și fragilitate ridicate, atenuate ulterior printr-o revenire gradată), proces care are loc în aliaje caracterizate prin bruscheța și intensitatea mare cu care se produce apariția fazei noi, durificatoare, de pildă, în aliajele în care se produc transformări de tip eutectoid, aliaje de genul aliajelor fier-carbon feritoperlitice, slab sau nealiate, dar și în alte tipuri de aliaje, care îndeplinesc condițiile menționate, privitoare la bruscheța transformării (datorită caracterului izoterm sau cvasi-izoterm al procesului de durificare), de pildă, variații foarte importante ale concentrației etc. produse într-un interval de temperaturi foarte îngust (curbe de transformare de formă foarte aplatizată în zona ei de contact cu tangenta orizontală — izoterma tangentă), traseul curbei confundîndu-se local aproape cu izoterma — și cele privitoare la intensitatea, masivitatea acestui proces (datorită afectării de către transformare a unei fracțiuni importante din volumul total al aliajului), deci aliaje în care se produc transformări cantitativ masive, în intervale de temperatură foarte restrînse — factori care se pot citi pe diagramele de echilibru ale sistemului de aliaje respectiv [2].

b) Călirea la soluția solidă suprasaturată, omogenă (relativ moale și tenace), urmată de îmbătrînirea naturală sau artificială (printr-o ușoară reîncălzire gradată), durificarea realizîndu-se printr-un proces evolutiv, progresiv, lipsit de bruscheță, intensitatea durificării fiind în funcție de masivitatea (în sensul precizat mai sus) procesului durificator, al apariției fazei noi, ca, de pildă, în aliajele de tip dural, pe lîngă multe alte aliaje, printre care și aliajele fier-carbon puternic aliate, feritice sau austenitice [3].

4. Procedeul termomecanic (termomagnetic etc.) constă într-o etapă de deformare plastică la cald (la temperaturi superioare celei de recristalizare nefazică), urmată de o etapă termică, reprezentată prin regimul de răcire adoptat și eventual prin procesele termofizice consecutive.

5. Ca un factor comun se menționează faptul că în toate procedeele de durificare-ridicare a rezistenței și, implicit, a limitei de plasticitate un rol important este, de obicei, atribuit creșterii (prin procedeele tehnologice adoptate și pînă la o anumită limită, tolerabilă) a numărului defectelor de construcție din rețeaua matricei cristalelor componente ale aliajului.

Se pune întrebarea : care este mecanismul intim unic (pentru că nu poate fi decît un mecanism unic) care conduce în toate cazurile la creșterea limitei de plasticitate ? Rezistența, comportarea la solicitări mecanice a unui aliaj, chiar și dincolo de limita de plasticitate, pînă la producerea ruperii, depinde, evident, atît de rezistența legăturii intercristaline, cît și de rezistența proprie a fiecărui cristal în parte — ambele influențate atît de calitatea și cantitatea defectelor de material (incluziuni de elemente și de corpuri străine), cît și de calitatea și cantitatea defectelor de construcție ale rețelei

* Comunicare prezentată la sesiunea jubiliară a Institutului de Învățămînt Superior Tg. Mureș, 28.XI.1980.

— şi unele şi altele putînd exista atît în zona intercristalină, cît şi în corpul cristalelor propriu-zise.

Rezistenţa unei reţele cristaline depinde deci de mărimea forţelor de legătură interatomice, determinate primar de felul atomilor în cauză. Starea de echilibru termodinamic perfect presupune o reţea cristalină cu desăvîrşire lipsită de defecte (defecte de construcţie ale reţelelor şi defecte de material) şi o stare complet deten-

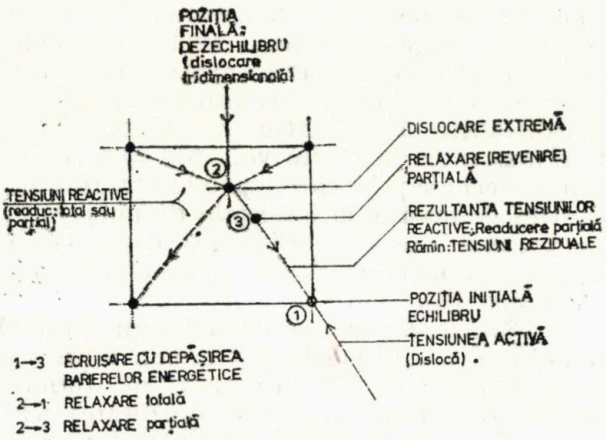


Fig. 1.

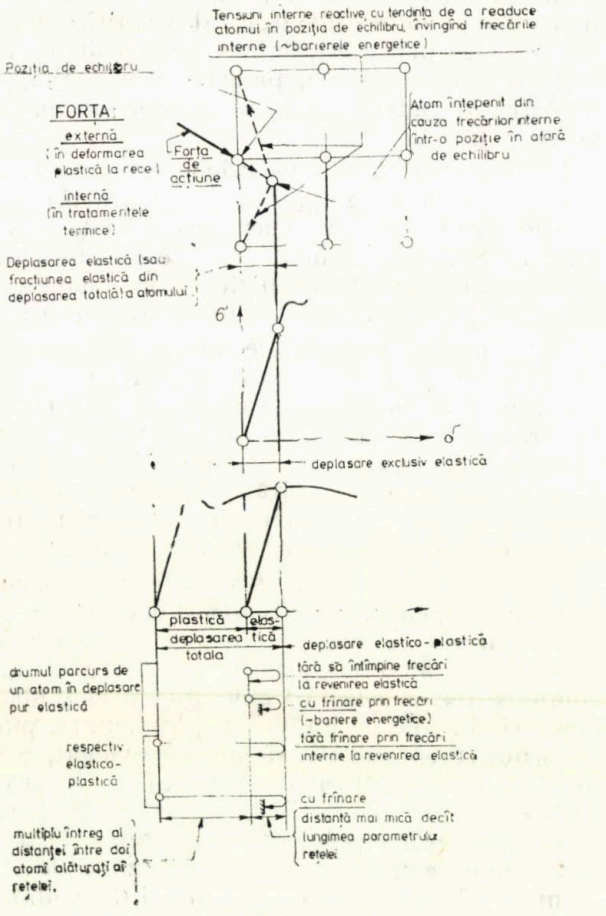


Fig. 2.

sionată, încît suma forţelor concurente în centrul fiecărui atom să fie nulă. Aceasta nu înseamnă că nu există forţe de legătură interatomice. Datorită lor, solidul are o formă geometrică proprie şi opune rezistenţă încercărilor de a-l deforma. Această rezistenţă însă nu se manifestă decît progresiv, pe măsură ce forţele care solicită cristalul cresc şi ele începînd de la zero. Pornind de la sursa (originea) lor, forţele solicitante se transmit prin interiorul cristalului, din atom în atom, cu viteza sunetului, specifică mediului respectiv. Rezistenţa reţelei la aceste solicitări se manifestă printr-o reacţie care creşte şi ea progresiv, începînd de la zero, permiţînd la început deformări numai elastice (pe distanţe mai mici decît distanţa între doi atomi alăturaţi), reacţie care alterează starea de echilibru a reţelei. După depăşirea limitei de plasticitate, reţeaua permite şi deformări elastico-plastice, partea plastică a deformării fiind efectuată pe distanţe mai mari, egale cu un multiplu întreg al distanţei interatomice, măsurate în direcţia deplasării realizate. Fracţiunea plastică a deplasării, principial, nu alterează starea de echilibru a reţelei din interiorul cristalului. După cum se cunoaşte, deformările plastice trebuie evitate în construcţia de maşini.

În esenţă, problema măririi rezistenţei reţelelor cristaline şi, implicit, a metalelor şi aliajelor, se reduce la problema măririi forţelor interatomice faţă de valoarea lor anterioară, mai mică — în cazul extrem faţă de valoarea lor minimă, existentă în condiţiile echilibrului perfect, cînd şi energia liberă a reţelei se află la valoarea ei minimă, impusă specific de calitatea atomilor constitutivi ai matricei. Această mărire a rezistenţei reţelei şi, implicit, a energiei libere a acesteia nu se poate obţine altfel decît prin înmagazinarea în reţea a unei cantităţi suplimentare de energie, de origine externă, străină, acumulată în reţea sub forma unor tensiuni interne elastice, suplimentare faţă de tensiunile existente deja în starea iniţială, de echilibru (starea recoaptă).

Aceasta înseamnă necesitatea dezechilibrării reţelei, a scoaterii ei durabile din starea de echilibru iniţial, dezechilibrare care, în toate cazurile de durificare (creştere a rezistenţei şi a fragilităţii), se realizează exclusiv prin procesul de ecruisare.

Pentru explicarea mecanismului de producere a ecruisării sînt necesare definirea şi clasificarea raţională a tensiunilor interne, astfel: tensiunile interne sînt forţe reale care se aplică atomilor.

Din punctul de vedere al realizării procesului de ecruisare, ele se împart în tensiuni active şi tensiuni reactive.

Tensiunile interne active se datoresc fie unor cauze externe (tensiuni interne exogene): în mecanice, ca în mecanică, în rezistenţa materialelor şi, în mod specific, în deformarea plastică la

rece, fie unor cauze interne (endogene) ca în prelucrările la cald (tratamentele termice, deformarea plastică la cald, sudarea, rectificarea—ascuţirea etc.).

Tensiunile interne active au drept efect dislocarea unui număr variabil dintre atomii reţelei (de la puţini pînă la aproape toţi) din poziţiile lor de echilibru (cînd rezultanta forţelor raportate la centrul atomului este nulă) în poziţii noi, intermediare (procesul de dislocare fiind spaţial), poziţii în afară de echilibru, creîndu-se astfel în reţea o stare de constrîngere elastică, rezultată din reacţia reţelei care, în conformitate cu principiul lui Le Châtelier, are tendinţa de a reveni la echilibru. Tensiunile datorate acestei reacţii se numesc tensiuni interne reactive. Suma lor, raportată la centrul atomului, nu mai este egală cu zero. Ea este o forţă concretă, care urmăreşte readucerea atomilor dislocaţi în poziţiile lor iniţiale de echilibru, operaţie care reuşeşte integral sau numai parţial, rezultînd de aici starea de relaxare (revenire, detensionare) totală, respectiv starea de relaxare (revenire, detensionare) parţială. Tensiunile interne reactive se clasifică raţional, la fel ca tensiunile interne active, care le-au generat, în tensiuni interne reactive exogene (mecanice) şi în tensiuni interne reactive endogene (termice).

Mişcarea de revenire a atomilor dislocaţi în poziţiile lor originale este frînată de faptul că dislocarea lor, iniţială, sub efectul tensiunilor interne, active, a întîmpinat rezistenţa reţelei sub forma frecărilor interne, a barierelor energetice ce trebuie depăşite atît la ducere pentru a aduce atomul în poziţia de dezechilibru, în care, datorită acestor piedici, rămîne mai mult sau mai puţin înţepenit, după cum aceleaşi piedici trebuie depăşite şi la drumul de întoarcere. Dislocarea se face cu consum de energie, prestat de tensiunile interne active, energie acumulată de reţea sub formă de tensiuni elastice, tensiunile interne reactive.

Încălzirea, respectiv reîncălzirea progresivă a aliajului slăbesc frecările interne, micşorează barierele energetice şi, în consecinţă, revenirea la echilibru, detensionarea se realizează mai uşor şi mai repede, mai complet, cu atît mai mult cu cît temperatura acestui proces este mai ridicată — mai ales după depăşirea temperaturii critice Debye, cînd agitaţia termică a atomilor devine anarhică. Prin relaxarea totală tensiunile interne reactive scad la zero, dispar. Prin relaxarea parţială ele se micşorează numai, fără să dispară.

La echilibru atomii sînt ca şi suspendaţi de o sumă de resorturi prin care se face legătura lor cu atomii înconjurători. Prin procesul de ecruisare, datorită unui aport de energie străină, aceste resorturi sînt supuse, datorită dislocărilor de atomi intervenite la tracţiuni şi compresiuni. La aceste acţiuni se produce răspunsul, reacţia reţelei, sub forma tensiunilor interne reactive, din care — datorită frînării procesului de revenire la starea de echilibru — o fracţiune mai mică sau mai mare rămîne acumulată în reţea, sub formă de tensiuni elastice, tensiunile interne reactive reziduale, care sînt cauza intimă a creşterii rezistenţei reţelei — pe care o pretensionează — proces comparabil cu pretensionarea armăturilor metalice din betonul armat precomprimat.

Tensiunile interne reactive reziduale (TIR_{rez}) trebuie clasificate, bineînţeles tot după criteriul originii lor, în TIR_{rez} exogene (mecanice) şi TIR_{rez} endogene (termice).

Clasificarea tensiunilor interne — uzuală în tehnologia tratamentelor termice şi chiar şi în metalurgia fizică — în tensiuni structurale şi în tensiuni termice este aberantă întîi pentru că nu are la bază un criteriu de clasificare unic (condiţie esenţială pentru corectitudinea unei clasificări) şi în al doilea rînd deoarece creează confuzie, întrucît tensiunile structurale nu pot fi decît tot tensiuni termice.

Mecanismul ecruisării, al deformării la rece a matricei cristalelor — factor determinant în ridicarea proprietăţilor mecanice ale metalelor şi aliajelor — se recunoaşte cu uşurinţă în toate procedeele tehnologice aplicate practic în acest scop.

În procedeul de deformare plastică la rece (la temperaturi inferioare celei de recristalizare nefazică) procesul de ecruisare constituie însăşi definiţia procedeului (fig. 3).

În procedeele de aliere (datorită producerii unei modificări, pozitive-negative, a distanţelor interatomice), prezenţa atomilor de aport conduce — indiferent dacă alierea se manifestă prin crearea de soluţii solide sau prin formarea de compuşi definiţi — la distorsionarea reţelei

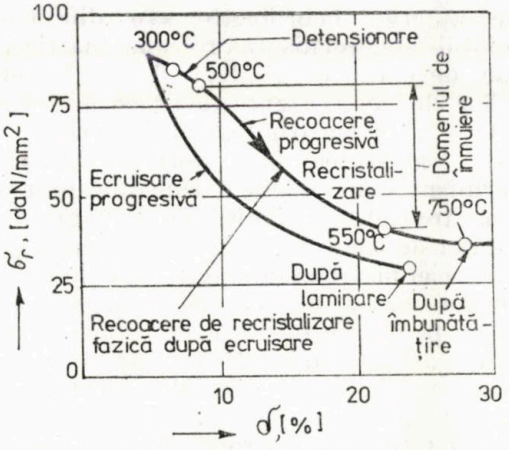


Fig. 3. Ecruisare mecanică. Îmbunătăţire mecanotermică

cristaline a matricei, ceea ce, la temperaturi scăzute, produce efecte de ecruisare ale acesteia.

În procedeele mecanotermice se asociază ecruisarea produsă prin deformarea plastică la rece cu operaţii termice de atenuare convenabilă a acestui efect.

În procedeele de durificare prin operaţii de tratament termofizic, ecruisarea se manifestă prin apariţia, cu mărire de volum specific, a fazelor noi cuprinzînd : compuşi definiţi, soluţii solide noi, metale pure —separate în condiţii de suprarăcire intensă din soluţii solide suprasaturate. Aceste faze noi, rezultate din transformări alotropice sau din ordonarea unor soluţii

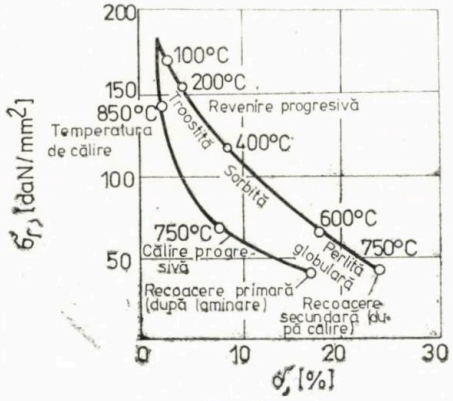


Fig. 4. Ecruisare termică. Îmbunătăţire termică

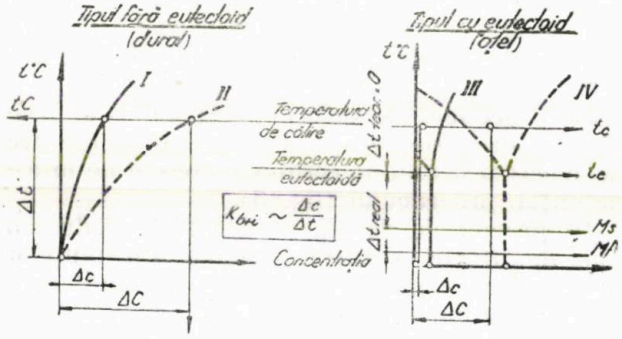


Fig. 5.

solide anterior neordonate sau din variaţii de solubilitate, ecruiseză reţeaua matricei cristaline, devenită ecruisabilă datorită temperaturilor de lucru scăzute ale procesului realizat (fig. 4) — efect cu atît mai intens cu cît masivitatea (cantitatea fazei noi) şi bruscheţea (izotermismul sau cvasiizotermismul) procesului de separare (informaţii citibile pe diagramele de echilibru) sînt mai mari (fig. 5). Opoziţia, rezistenţa reţelei matricei cristaline faţă de tendinţa de expansiune a fazelor noi apărute, este o condiţie pentru realizarea ecruisării termice, denumite astfel prin referirea la procesul termic declanşator al fenomenului de ecruisare.

Este de presupus că şi simple dilataţii, contracţii termice anizotrope ale cristalitelor, frînate de subrăcirea procesului şi de jenarea lor reciprocă, ar putea contribui (într-o mai mică măsură, firesc) la realizarea ecruisării termice.

Durificarea prin ecruisare termofizică reprezintă etapa finală sau, mai des, etapa intermediară în procesul de ameliorare a proprietăţilor mecanice ale aliajelor prin operaţii termofizice. Condiţia fundamentală, indispensabilă, esenţială pentru realizarea acestui scop, este crearea în masa aliajului a unei stări de dezechilibru, datorită tensiunilor interne reactive reziduale termice esenţiale, care s-au denumit scurt tensiuni termice esenţiale, cu referire la rolul lor esenţial pentru crearea stării de duritate — tensiuni necesare, utile, dorite.

În procedeele de tratamente termomecanice (termomagnetice etc.) se realizează suprapunerea efectelor ecruisante ale ambelor etape ale procesului, atît a celei mecanice, a deformării plastice la cald (la temperaturi superioare celei de recristalizare nefazică), cît şi al etapei termice, al regimului de răcire, eventual a întregii operaţii termofizice următoare.

Se constată cu această ocazie existenţa, după părerea autorului, esenţială pentru înţelegerea profundă şi realistă a întregului proces, a unui efect deosebit şi anume existenţa fenomenului de remanenţă (histeresis) a efectului de ecruisare, care ar trebui să dispară în condiţiile (statice) ale încălzirii aliajului ecruisat (indiferent dacă ecruisarea s-a produs pe cale mecanică sau termică) la temperaturi superioare celei de recristalizare nefazică — dispariţie care nu se întîmplă întotdeauna, efectul de ecruisare (dezechilibrare) a reţelei supravieţuind în condiţiile de lucru dinamice, cînd, la trecerea prin domeniile de temperatură critice (favorabile recristalizării nefazice sau şi fazice), regimurile de încălzire sau de răcire sînt accelerate şi duratele de menţinere mici — fenomen dovedit şi cu ocazia experimentării accelerării procesului de maleabilizare a fontelor albe prin precălirea pieselor [5].

Cîmpul termic din interiorul obiectelor supuse operaţiilor de tratament termofizic poate fi în principiu de două feluri : omogen (cazul ideal) sau neomogen (cazul real).

Cîmpul termic omogen se caracterizează prin aceea că între diferitele sale puncte nu există nici o deosebire în ceea ce priveşte temperatura sau structura. Cîmpul termic neomogen este neuniform în ceea ce priveşte atît temperaturile, cît şi structurile aferente şi anume atît în ceea ce priveşte distribuţia lor în spaţiu, cît şi în ceea ce priveşte variaţia lor în timp.

Tensiunile reziduale termice esenţiale au calitatea de a se putea forma atît în cîmp termic omogen (în condiţii ideale), tensiunile termice esenţiale de cîmp omogen, cît şi în cîmp termic neomogen, tensiunile termice esenţiale de cîmp neomogen (în condiţii reale).

În afară de tensiunile termice esenţiale, în cîmpul termic neomogen, datorită decalajului în spaţiu şi în timp a temperaturilor şi a transformărilor structurale însoţite de variaţii de volum specific, mai apare o grupă importantă de tensiuni, datorate acestor decalaje, tensiunile interne reziduale termice parazitare, pe scurt : tensiunile termice parazitare. Ele corespund cazului real, întrucît realizarea practică a unui

cîmp termic omogen de-a lungul tuturor ciclurilor termice parcurse de obiect în decursul operațiilor de tratament termic pare, teoretic și practic, imposibilă.

Importanța practică a tensiunilor reziduale termice de cîmp neomogen — tensiunile termice parazitare — este imensă, ele fiind în mod fatal și inevitabil legate de practica tratamentelor termice, periclitînd prin aceasta calitatea produselor, prin deformarea, fisurarea, crăparea, distrugerea acestora, fiind periculoase și prin simpla stare de tensiune suplimentară pe care o lasă în interiorul obiectului, stare de tensiune care — singură sau suprapusă peste defectele de material, de structură, de formă geometrică ale acestuia sau asociată cu alte tensiuni, termice sau mecanice — poate crea local vîrfuri de tensiune care depășesc local rezistența de rupere, constituind amorse pentru ruperea prematură, ruperea prin oboseală.

Tensiunile parazitare sînt cu totul nedorite. Ele sînt intensificate de toți factorii care determină intensificarea gradului de neomogenitate (spațială și temporală) a cîmpului termic din interiorul obiectului. Dintre acești factori, agravanți, se menționează : conductibilitatea termică mică, căldura specifică mare, defectele de material și de structură (incluziuni, retasuri, structuri primare grosolane, neomogene, aliniate sau în rețea) ale materialului de construcție folosit, grosimea mare, variațiile mari și bruște de grosime, tranzițiile de contur sau de profil colțuroase, ne — sau insuficient racordate, tehnologiile adoptate stresante prin salturi mari de temperatură, viteze exagerate la încălzire sau răcire,medii de răcire prea violente, plus deficiențele de utilaj sau de execuție, ca temperaturile neuniforme în spațiile de încălzire sau de răcire, întîrzieri în efectuarea materială a proceselor tehnologice, poziția necorectă la călire etc.

În figura 6 se arată clasificarea tensiunilor interne după localizare : tensiuni de ordinul *I*, între atomii alăturați din același cristal, de ordinul *II*, între atomii din cristale alăturate și de ordinul *III*, între atomii din cristale îndepărtate, tensiunea respectivă, după o anumită direcție între două puncte date, fiind egală cu suma vectorială după direcția respectivă, a tuturor tensiunilor intersectate.

Arta și știința tratamentelor termice constă tocmai în proiectarea teoretică și executarea practică a operațiilor tehnologice, de așa manieră încît ținta propusă să poată fi atinsă cu un maximum de siguranță și un minimum de risc. Măsurile de luat în vederea micșorării tensiunilor parazitare au, în această privință, un rol major, începînd cu alegerea materialului de construcție și forma geometrică a obiectelor și terminînd cu alegerea tehnologiei de tratament termic propriu-zise.

Contribuția defectelor de construcție ale rețelei cristaline la creșterea rezistenței acesteia se poate explica tot ca efect de ecruisare.

Pentru a explica structura și, implicit, a înțelege mai bine proprietățile rețelelor cristaline, se pare că este mai rațional să li se atribuie acestor defecte ale rețelelor un rol mai degrabă pasiv decît unul activ, mai degrabă un rol de efect decît un rol de cauză. Defectele de rețea nu sînt abstracțiuni geometrice, ci rea-

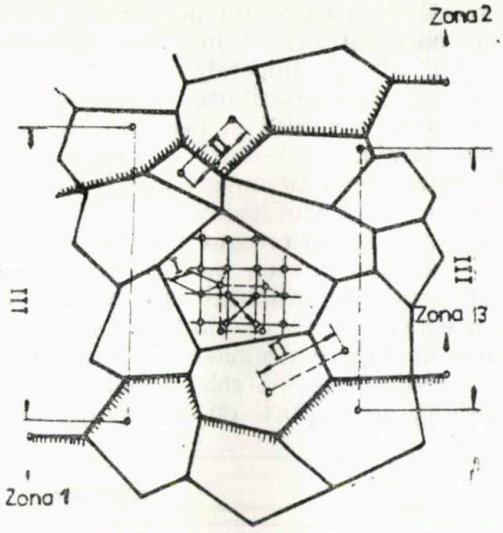


Fig. 6. Clasificarea tensiunilor interne, termice după localizare

lități, concretizate prin atomii care le conturează, formîndu-le „anturajul" — atomi aflați în poziții forțate, anormale față de dispoziția lor într-o rețea sau porțiune de rețea, perfectă. Într-adevăr, se poate și trebuie chiar considerat că defectele de construcție ale rețelei matricei — apărute fie în decursul unor operațiuni mecanice, ca în deformarea plastică la rece, fie în decursul unor operațiuni sau procese termice, ca în timpul solidificării, al contracției după solidificare, al deformării plastice la cald sau al operațiunilor termofizice — sînt consecința unor forțe reale care au determinat formarea defectelor de structură ca abateri de la nașterea, creșterea și evoluția ulterioară normală, ideală, perfect echilibrată a rețelelor cristaline, forțe care concomitent au produs în zona defectului distorsionarea și, prin aceasta, în condițiile de suprarăcire a procesului, ecruisarea rețelei cristaline a matricei, sporindu-i rezistența, pretensionînd-o. În condițiile de temperatură joasă, în care a fost adus aliajul, existența defectelor de construcție ale rețelei matricei cristalului este semnul existenței unor perturbări ale cîmpului de forțe intercristaline similare cu perturbările specifice și procesului de ecruisare, cunoscut de la deformarea plastică la rece.

Valorile mari şi foarte mari ale rezistenţei la rupere experimental constatate, a monocristalelor (practic lipsite atît de defecte de material, cît şi de defecte de construcţie ale reţelei) se apreciază că se datoresc izotropiei, teoretice şi practice, foarte mari a acestor materiale. Aceasta face ca în decursul încercării de determinare a rezistenţei la rupere a monocristalelor, efortul la care este supus materialul să fie distribuit foarte omogen, la fiecare atom în parte, ecruisarea rezultantă fiind şi ea extrem de omogenă.

În corpurile policristaline, abundenţa şi anarhia relativă cu care sînt distribuite, în tot volumul corpului obiectului, atît defectele de material, cît şi defectele de construcţie ale reţelei, fac ca şi distribuţia eforturilor, apărute în interiorul corpului în decursul încercării de determinare a rezistenţei la rupere, să fie o distribuţie foarte neomogenă, avînd drept consecinţă o ecruisare neomogenă, defectele existente conducînd la crearea a numeroase puncte slabe, în care devine posibilă formarea unor vîrfuri locale de solicitare în care rezistenţa la rupere este depăşită, născîndu-se astfel tot atîtea amorse de rupere prematură — ceea ce explică şi rezistenţa practică relativ redusă a acestor materiale, în raport cu rezistenţa calculată teoretic.

Concluzii

Cauza majoră, faptic unică, mecanismul de bază care serveşte la ridicarea rezistenţei (practic a limitei de plasticitate a metalelor şi aliajelor) la valori superioare celei corespunzătoare stării de echilibru, realizate concret prin recoaceri, constă în scoaterea reţelei din starea de echilibru şi în aducerea ei într-o stare de dezechilibru, folosindu-se în acest scop tensiunile interne (forţe reale aplicate atomului) active, exogene (mecanice) sau endogene (termice), solicitări la care reţeaua răspunde (reacţionează) prin tensiunile interne reactive, care tind să restabilească echilibrul prin readucerea atomilor în poziţiile lor iniţiale : detensionarea, relaxare. În condiţii de suprarăcire, această mişcare de restaurare este frînată de frecările interne, de barierele energetice care au trebuit să fie depăşite cu ocazia realizării dislocării iniţiale. De aceea, o parte din tensiunile interne reactive (cea neconsumată) rămîne depozitată în reţea, sub formă de tensiuni interne reziduale de origine mecanică sau termică), care pretensionează reţeaua, mărindu-i corespunzător rezistenţa, respectiv limita de plasticitate.

Acest mecanism al ecruisării (deformării plastice la rece) se recunoaşte în toate procedeele care conduc la creşterea rezistenţei : prelucrarea plastică la rece, alierea primară (prin topire-elaborare) sau secundară (prin procese termochimice), tratamentele termofizice, producerea monocristalelor. Rolul defectelor de construcţie ale reţelei este unul pasiv, de efect, nu unul activ de cauză, ele fiind consecinţa forţelor care le generează şi care — prin însuşi acest fapt al creaţiei şi existenţei, la joase temperaturi, a acestor defecte — ecruisează, concomitent, reţeaua matriceală, cu toate consecinţele cunoscute.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wanyorek, C. *Limita de curgere.* În : Standardizarea, R.S.R., nr. 6, 1960, p. 278—279.

[2] Wanyorek, C. *Teoria unitară a călirii.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 8, 1967, p. 421—424.

[3] Wanyorek, C. *Termodinamica călirii.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1968, p. 192—212.

[4] Wanyorek, C. *Structura reală a fierului gama şi consecinţele.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 9, 1976, p. 490—496.

[5] Wanyorek, C. *Teoria grafitizării.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 8, 1977, p. 414—422.

[6] Wanyorek, C. *Aspectul martensitic.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1980, p. 186—189.

[7] Wanyorek, C. *Tratamente termice* (curs). Ed. Universitatea din Braşov, 1983.

Utilizarea cubilourilor cu două rînduri de guri de aer, cu distribuție egală a aerului (secundar sau divizat)

CZ : 621.745.34

Cubilourile cu două rînduri de guri de aer se utilizează de peste 50 de ani, ele dovedindu-se superioare celor cu un singur rînd, în special datorită alimentării mai uniforme cu aer și gaze a zonei centrale, cu efect pozitiv asupra întregii funcționări.

Din anul 1972 se utilizează cubilouri cu două rînduri de guri de aer, cu distribuție egală(uniformă) a acestuia, cunoscute sub mai multe denumiri, cum ar fi cu aer „secundar", cu aer „divizat" etc.

Exploatarea acestor cubilouri a început în Anglia (1972), la British Cast Iron Research Association (BCIRA), cu un cubilou de Ø760 mm, în prezent existînd în exploatare astfel de agregate în Anglia (peste 100 turnătorii), S.U.A., U.R.S.S., Cehoslovacia, Polonia, Franța etc. [1]—[12].

De cîțiva ani există și în R. S. România preocupări în acest domeniu, un rol important în extinderea utilizării acestor cubilouri jucîndu-l Consfătuirea organizată la Bacău, în aprilie 1983.

Avînd în vedere rezultatele deosebite obținute pe plan mondial, în special posibilitatea micșorării consumului de cocs și utilizarea unui combustibil cu granulație scăzută, lucrarea își propune să prezinte o sinteză a realizărilor mai importante din cei 10 ani de utilizare a cubilourilor cu o astfel de construcție.

Particularități constructive

Față de cubilourile utilizate pînă în prezent, considerate clasice (STAS 2839/67), cubilourile cu „aer secundar" prezintă cîteva caracteristici constructive deosebite (tab. 1) :

— cele două rînduri de guri de aer sînt amplasate la o distanță mare între ele (750—1 350 mm), mai frecvent fiind utilizate valori de 900 mm, deci la o distanță de circa patru ori mai mare decît în prezent;

— aerul de combustie, utilizat în aceeași cantitate ca și la cele clasice (100—130 m^3/m^2. min), este divizat între cele două rînduri, astfel încît prin rîndul *II* de guri de aer să se introducă 30—50%. Se consideră că depășirea a 50% conduce la efecte negative, în majoritatea cazurilor folosindu-se 40—50% aer prin rîndul *II*;

— cele două rînduri de guri de aer sînt alimentate de la două cutii, ce primesc aerul de la unul sau două ventilatoare (fig. 1). Secțiunea totală a gurilor de aer fiind practic aceeași ca și la cubilourile clasice (cca 25% din secțiunea utilă).

Tabelul 1

Caracteristicile cubilourilor cu două rînduri de guri de aer

Tipul cubiloului	Numărul rîndurilor de guri de aer	Distanța între rîndurile de guri de aer, mm	Cantitatea de aer distribuit prin rînduri, %	
			I	*II*
Clasic (STAS 2839/67)	2	150—300	80—90	10—20
Aer secundar	2	750—1 350 (media 800—900)	50—70	30—50

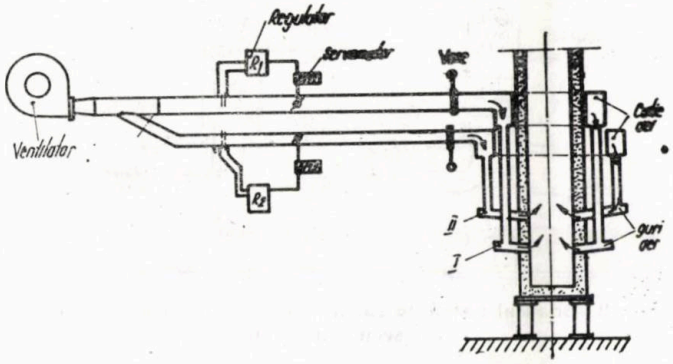


Fig. 1. Schema unui cubilou cu două rînduri de guri de aer (firma Etablissments Pellur—Franța; rîndul *II*—30% aer) [13]

Particularitățile proceselor metalurgice

Oxigenul introdus prin cel de al *II*-lea rînd determină arderea oxidului de carbon, ce rezultă din reacția de oxidare incompletă a carbonului din zona de deasupra nivelului primului rînd de guri de aer. Ca urmare a acestui proces, precum și datorită restrîngerii zonei de reducere, se micșorează conținutul de oxid de carbon în favoarea bioxidului de carbon din compoziția gazelor de ardere.

Astfel, în cazul unui cubilou Ø950 mm, cu o dispunere a celor două rînduri la o distanță de 800 mm, compoziția gazelor, la nivelul gurii de încărcare, este cea prezentată în tabelul 2[4].

Într-un alt caz, la un cubilou Ø900 mm, trecerea de la două rînduri de guri de aer cu dispunere clasică (h_{ga} = 250 mm) la aer divi-

Tabelul 2

Compoziția chimică a gazelor

Tipul cubiloului	Compoziția chimică a gazelor la nivelul gurii de încărcare, %		
	CO_2	O_2	CO
Clasic	10,8	0,9	13,1
2 rînduri guri de aer, cu distribuție egală	18,3	1,5	3,2

zat (h_{0a} = 900 mm) a făcut ca la 600 mm sub nivelul gurii de încărcare conținutul de CO în gaze să scadă de la 18—20 la 5—7% [11].

În aceste condiții se micșorează pierderile totale de căldură cu gazele de ardere, evacuate din cubilou, datorită scăderii cu peste 60% a căldurii chimice, în urma reducerii conținutului de CO în gaze (fig. 2).

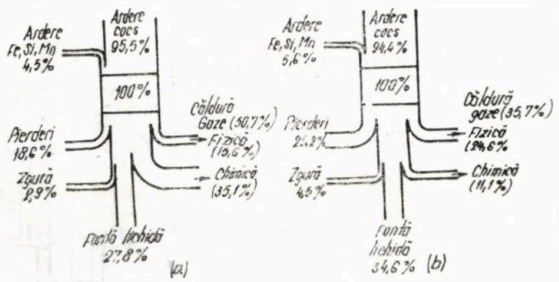


Fig. 2. Bilanțul termic în cazul unui cubilou clasic (*a*) și cu aer secundar (*b*) [6]

Creșterea cantității de căldură din cubilou, datorită arderii oxidului de carbon, precum și micșorarea cantității de căldură consumată în zona de ardere prin reacția Bell-Boudouard (datorită restrîngerii acesteia) determină mărirea temperaturii gazelor ce părăsesc patul de cocs, cu efect favorabil asupra încălzirii și topirii încărcăturii metalice.

Extinderea zonei de ardere, în care temperatura cocsului prezintă valori maxime, favorizează procesul de supraîncălzire a fontei lichide.

La aceste tipuri de cubilouri, ponderea zonei de ardere, în care se realizează cea mai mare parte din procesul de supraîncălzire a fontei, crește pe înălțimea totală a patului de cocs (zona de supraîncălzire a cubiloului) de la 30—45 la 50—70%.

Favorizarea procesului de încălzire a încărcăturii și de supraîncălzire a fontei lichide determină mărirea randamentului termic al cubiloului, ponderea căldurii utile (fontă lichidă) crescînd cu circa 25% (fig. 2).

Extinderea zonei de ardere (în care există oxigen liber) conduce la mărirea pierderilor prin oxidare, proces favorizat și de dătre creșterea capacității de oxidare a gazelor (creșterea conținutului de CO_2 și micșorarea celui de CO). Din această cauză, se înregistrează și o mărire a consumului de feroaliaje, așa cum rezultă și din figura 3, ponderea aportului de căldură a reacțiilor exoterme de oxidare (Fe, Si, Mn) mărindu-se.

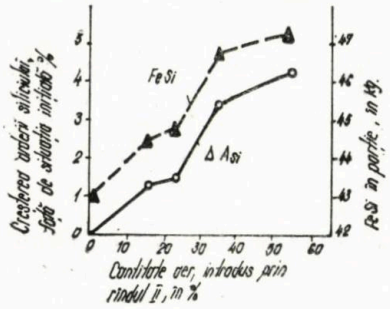


Fig. 3. Creșterea arderii siliciului (ΔA_{Si}) și a consumului de ferosiliciu (FeSi), odată cu mărirea cantității de aer introdus prin rîndul *II* [14]

Este favorizat de asemenea procesul de carburare, datorită măririi zonei din patul de cocs, în care acesta are o temperatură ridicată.

Parametrii de funcționare

În tabelul 3 și figura 4 sînt prezentați parametrii de funcționare a cubilourilor cu două rînduri de guri de aer, cu distribuție egală a acestuia, pentru o serie de turnătorii din Anglia [3], [7]. Se menționează faptul că în această țară, unde utilizarea cubilourilor cu aer secundar cunoaște cea mai mare extindere, există în exploatare astfel de agregate cu o productivitate cuprinsă în limitele 3 și 40 t/h [4].

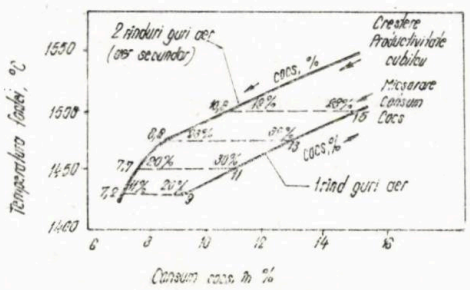


Fig. 4. Parametrii de funcționare a cubilourilor cu aer secundar [3], [7]

Principalele avantaje ale acestor cubilouri sînt următoarele [1]—[14]:

a) Posibilitatea reducerii cu 15—40% a consumului de cocs, fără ca temperatura fontei să fie practic afectată. La aceste tipuri de cubilouri se recomandă să se lucreze cu 8—10% cocs. Scăderea sub 8% a consumului de cocs determină o micșorare accentuată a volumului gazelor, cu efect negativ asupra încălzirii încărcăturii și deci a temperaturii fontei (fig. 4).

b) Creșterea temperaturii fontei cu 50—80°C, la un consum de cocs constant. Din datele

Tabelul 3

Parametrii de funcţionare a cubilourilor cu două rînduri de guri de aer, cu distribuţie egală a aerului (aer secundar)

Nr. uzinei	Un rînd de guri de aer				Două rînduri de guri de aer				Tipul fontei elaborate
	Diametrul interior al cubiloului, mm	Consumul de cocs, %	Temperatura fontei, °C	Productivitatea, t/h	Diametrul interor al cubiloului, mm	Consumul de cocs, %	Temperatura fontei, °C	Productivitatea, t/h	
1	915	17,2	1 550	4	915	12,7	1 550	5	Fontă maleabilă perlitică
2	1 525	14,0	1 370	11	1 525	10,5	1 370	14	Fontă pentru lingotiere
3	1 115	19,0	1 500	7	1 115	13,5	1 520	9,5	Procedeu duplex. Fontă cu grafit nodular
4	710	17,5	1 500	2,5	840	13,5	1 500	3,6	Fontă pentru construcţia de maşini
5	1 370	12,5	1 480	11,5	1 370	10,5	1 480	11,5	Fontă pentru piese de automobile
6	1 065	14,0	1 380	7	1 065	9,0	1 450	8	Fontă pentru lingotiere
7	1 830	12,5	1 350	18	1 830	12,5	1 420	22	Fontă pentru lingotiere
8	760	13,4	1 400	3,2	760	11,0	1 480	2,8	Fontă cenuşie
9	1 855	17,2	1 530	15,0	1 855	13,8	1 550	18	Fontă cenuşie
10	810	12,0	1 440	3	35	12,0	1 480	3,5	Fontă pentru corpuri de pompe ş.a.
11	1 370	18,0	1 480	10,5	1 370	15,5	1 480	10,5	Fonte pentru piese de automobile

prezentate în figura 3 rezultă posibilitatea obţinerii unor temperaturi la valori superioare, chiar şi în cazul reducerii consumului de cocs (de exemplu, cu 15°C, la scăderea de la 13 la 10% a cantităţii de cocs).

Experienţa a 10 ani de utilizare a acestei tehnologii în Anglia arată că potenţialul de supraîncălzire a fontei, în cazul cubilourilor cu două rînduri de guri de aer (aer divizat), este mai ridicat decît în cazul cubilourilor clasice, care folosesc oxigen suplimentar (aer îmbogăţit în oxigen sau oxigen introdus prin gurile de aer) (fig. 5) [3], [7].

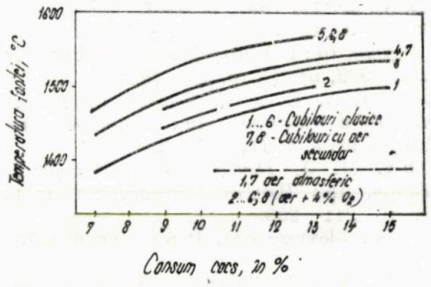


Fig. 5. Influenţa consumului de cocs asupra temperaturii fontei la diferite tipuri de cubilouri [3], [7]:

1 – aer atmosferic; *2* – aer îmbogăţit în oxigen; *3* – oxigen introdus prin gurile de aer; *4* – oxigen introdus la 230 mm sub gurile de aer; *5* – oxigen introdus la 610 mm sub gurile de aer; *6* – oxigen introdus la 910 mm sub gurile de aer; *7* – aer atmosferic; *8* – aer îmbogăţit în oxigen (rîndul *I*)

Utilizarea oxigenului suplimentar, introdus prin rîndul *I*, asigură o capacitate de supraîncălzire a cubiloului deosebită, comparabilă cu cazul cubilourilor clasice, în care oxigenul se introduce în creuzet (fig. 5). În Anglia, 35% din cubilourile cu aer secundar funcţionează în acest mod [3], [7].

c) Mărirea productivităţii cubiloului cu 10–25%, în principal ca urmare a reducerii consumului de cocs. De exemplu, reducerea cu 28% a consumului de cocs (15 – 10,8%) a determinat mărirea productivităţii cubiloului cu 19%, în condiţiile păstrării constante a temperaturii fontei (1 500 °C) (fig. 4).

d) Se micşorează nocivitatea gazelor de cubilou, datorită reducerii conţinutului de oxid de carbon. De asemenea scade cantitatea de gaze, odată cu reducerea consumului de cocs (la 1% K corespund circa 50 m^3 gaze/t fontă), ceea ce micşorează şi costul instalaţiilor de purificare.

e) Acest sistem de alimentare cu aer se dovedeşte a fi deosebit de eficient în special în cazul unui cocs mărunt sau neuniform, deci atunci cînd se consumă o mare cantitate de căldură în zona de reducere (care este extinsă), iar supraîncălzirea fontei este afectată de faptul că zona în care cocsul are temperatură ridicată (cea de ardere) este restrînsă.

f) Este posibilă utilizarea unui combustibil cu reactivitate mai mare, caz în care micşorarea zonei de reducere are un efect deosebit asupra funcţionării cubiloului. Astfel, în S.U.A. sînt efectuate experimentări în vederea utilizării, în astfel de cubilouri, a cocsului metalurgic (de furnal) [1], [2].

Cubilourile cu aer secundar prezintă de asemenea o serie de particularităţi ale tehnologiei de elaborare a fontei:

– la creşterea temperaturii fontei, în condiţiile unui consum de cocs constant se realizează o mărire a conţinutului de carbon în medie cu 0,2%, în timp ce la scăderea consumului de cocs şi la menţinerea constantă a temperaturii fontei, arderea carbonului nu depăşeşte 0,06%. În aceste condiţii este posibilă creşterea participaţiei fierului vechi în încărcătură [7];

– este posibilă reglarea automată a cantităţii aerului în cele două conducte de aducţiune, în funcţie de caracteristicile coloanei de încărcătură din cubilou;

– se micşorează pierderile prin fontă rece, iar atunci cînd s-a produs o întrerupere forţată a aerului cubiloul a fost adus uşor la regimul normal practic fără scurgere de metal rece [11].

Aceste tipuri de cubilouri funcţionează de regulă cu aer rece. Utilizarea aerului cald ar determina o micşorare în continuare a consu-

mului de cocs, dar în unele cazuri această soluție nu este economică. Astfel, la un consum de cocs de 8—9% și aer rece, utilizarea aerului cald ar permite o reducere a cantității de cocs cu 1,0—1,5%, dar în acest caz economiile obținute ar fi sub nivelul cheltuielilor făcute pentru încălzirea aerului [10].

La consumuri de cocs de peste 10%, este rentabilă folosirea aerului cald, cel puțin parțial. Astfel, firma Dalton Foundries Inc (S.U.A.) utilizează un cubilou, la care distanța între rîndurile de guri de aer este de 900 mm. Prin rîndul de bază se introduce 75% din aer, la 450—500°C, iar prin rîndul superior, 25% aer rece. Această tehnologie a permis reducerea consumului de cocs cu 22% și creșterea productivității de la 26 la 36 t/h, fără modificarea temperaturii fontei [7].

Exploatarea acestor cubilouri ridică însă o serie de probleme:

— crește gradul de oxidare a elementelor din compoziția fontei și în special cel al siliciului (fig. 3). Trebuie remarcat însă faptul că sînt situații în care arderea elementelor încărcăturii a rămas la nivelul inițial [11];

— apariția celui de al doilea maxim al temperaturii gazelor poate conduce la intensificarea procesului de erodare a căptușelii. Și în ceea ce privește această problemă, datele obținute sînt încă contradictorii. Astfel, se semnalează formarea unei a doua zone de erodare, cu lățimea de 300—400 mm, care a condus la creșterea consumului de material refractar [8]. Într-un alt caz însă, se apreciază că erodarea căptușelii a suferit chiar o oarecare micșorare în pofida creșterii întinderii ei pe înălțimea cuvei datorită reducerii adîncimii [11].

Concluzii

Cubilourile cu două rînduri de guri de aer, cu distribuție uniformă a acestuia (30—50% prin rîndul *II*), cu o distanță de circa 900 mm între rînduri constituie agregate de elaborare cu largi perspective de utilizare în R. S. România.

Aceste cubilouri s-au dovedit a fi utile în următoarele cazuri:

— turnătoriile în care se urmărește reducerea consumului de cocs (cu 15—40%) fără să fie afectată temperatura fontei, dar la care se realizează și o mărire a productivității cubiloului (cu 10—25%);

— turnătoriile în care este necesară o creștere a temperaturii fontei lichide (30—80°C), fără a se mări consumul de cocs și fără să fie necesară o creștere a productivității cubiloului;

— cazurile în care se utilizează combustibil cu granulație mică sau neuniformă, care determină compactizarea patului de cocs, deci îngustarea zonei de ardere și lărgirea celei de reducere. Este posibilă recuperarea cocsului mărunțit și a celui cu rezistență mecanică scăzută;

— folosirea combustibilului cu reactivitate mai mare, inclusiv a celui metalurgic (de furnal), datorită îngustării zonei de reducere.

Se consideră că o astfel de tehnologie ar permite utilizarea cocsului cu granulație mică și neuniformă cu rezistență mecanică scăzută, precum și a celui de turnătorie, mărunt sau nesortat.

Se apreciază că eforturile trebuie îndreptate în această direcție, respectiv în stabilirea tehnologiei care ar permite utilizarea în cubilouri a cocsului de calitate inferioară.

Cheltuielile pentru adaptarea cubilourilor actuale la noua construcție sînt reduse.

BIBLILOGRAFIE

[1] Rehder, J. E. *Heat Economy in the Cupola.* În: Foundry Management and Technology, S.U.A., mai, 1979, p. 44—50.

[2] Rehder, J. E. *Cupola Fuel — a Review.* În: Foundry Management and Technology, S.U.A., nr. 2, 1981, p. 49—53.

[3] Selby, M. J. *Entwicklungen in der Konstruktion und im Betrieb von Kupolöfen.* În: Giesserei-Praxis, R.F.G., nr. 19—20, 1979, p. 379—392.

[4] Kleț kin, J. G. *Vagranocinaia plavka ciuguna v liteinîh țehah za rubejom.* În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 12, 1981, p. 5—7.

[5] Miske, J. C. *Forecast Sees Balanced Coke Demand and Supply.* În: Foundry Management and Technology, S.U.A., 1979, nr. 12, p. 42—45.

[6] Kacian, A. D. ș. a. *Osobenosti vagronocinoi plavki s vtoricinîm dutiom.* În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 5, 1981, p. 5—6.

[7] Selby, M. J. *Developments in Cupola Design and Operation.* În: British Foundryman, nr. 11, Anglia, 1978, p. 241—253.

[8] * * * În: Slevarenstvi, R.S.C., nr. 6, 1978, p. 231—233.

[9] * * * În: British Foundryman, Anglia, nr. 6, 1978, p. 135—143.

[10] Balinskii, A. În: Prz. Odlew., R.P.P., nr. 8—9, 1976, p. 100—102.

[11] Krîmskii, D. M. ș. a. *Opît rekonstrukții i ekspluatații vagranok so vtoricinîm dutiom.* În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 3, 1979, p. 27—28.

[12] Chaze, L. și Sanz, R. *Le bilan thermique du cubilot.* În: Fonderie, Franța, nr. 398, 1980, p. 141—160; nr. 399, p. 187—195; nr. 400, p. 231—256.

[13] Ripoșan, I. și Chișamera, M. *Tehnologia elaborării și turnării fontei.* București, Editura didactică și pedagogică, 1981.

[14] Eppich, R. E. ș.a. În: Modern Casting, S.U.A., nr. 3, 1977, p. 71—72.

Dr. ing. I. Ripoșan
Institutul politehnic — București

GIFA 84

Bate vînt de primăvară! Steagurile bătute de vînt marchează locul de întîlnire al întreprinderilor active și dinamice, care pregătesc drumul de mîine al industriei.
Cel mai mare Tîrg Internațional de Technologia Turnării, care va avea loc în lunie 1984, stîrnește un interes mărit prin extinderea considerabilă a domeniului de informații prezentat specialiștilor din întreaga lume.

METEC 84

Simultan cu GIFA 84 se organizează, de asemenea, și METEC 84, Tîrgul Internațional de Metalurgie împreună cu al II-lea Congres Internațional de Technologia Laminoarelor, precum și therm-process 84, al IV-lea Tîrg și Congres Internațional de Cuptoare Industriale și Termotechnică.

therm process 84

Vor participa technicieni cu funcții de răspundere din toate cele trei domenii de specialitate, deoarece cele trei tîrguri oferă, în afară de ședințele de conferință, de seminarele de specialitate și de vizitele în uzine, un prilej de schimb de informații și documentare multilaterală pentru vizitatorii interesați în noile realizări technice și progresul economic al domenilor lor de specialitate.
Pentru specialiștii din toate cele trei domenii – technica turnării, metalurgie și termotechnică – un excelent prilej de-a-și îmbogăți cunoștințele în lumina celor mai recente realizări. Veniți la Düsseldorf! Nu trebuie să pierdeți această ocazie!

Düsseldorf
22.–28.6.1984

NOWEA
DÜSSELDORFER MESSEN

FORMULAR PENTRU INFORMATII SUPLIMENTARE
Vă rugăm să ne trimiteți
1. Material informativ gratuit asupra următoarelor tîrguri:
☐ GIFA
☐ METEC
☐ thermprocess
☐ Prospecte pentru vizitatori
☐ Programul congresului (apare în Martie 1984)
☐ Seminare de specialitate (apare în Martie 1984)
2. Cataloage:
☐ GIFA (+ thermprocess) DM 20*)
☐ METEC (+ thermprocess) DM 20*)
☐ thermprocess DM 10*)
☐ toate cele trei cataloage DM 30*)
*) plus costul expediției poștale
(În caz de comandă pentru catalogul GIFA sau METEC, primiți în mod gratuit și catalogul thermprocess)

Cataloagele apar circa 3-4 săptămîni înainte de deschiderea tîrgurilor.

Düsseldorfer Messegesellschaft mbH
– NOWEA – Postfach 320203
D-4000 Düsseldorf 30

Numele _____

_____

Strada _____

Localitatea _____

Telefon _____

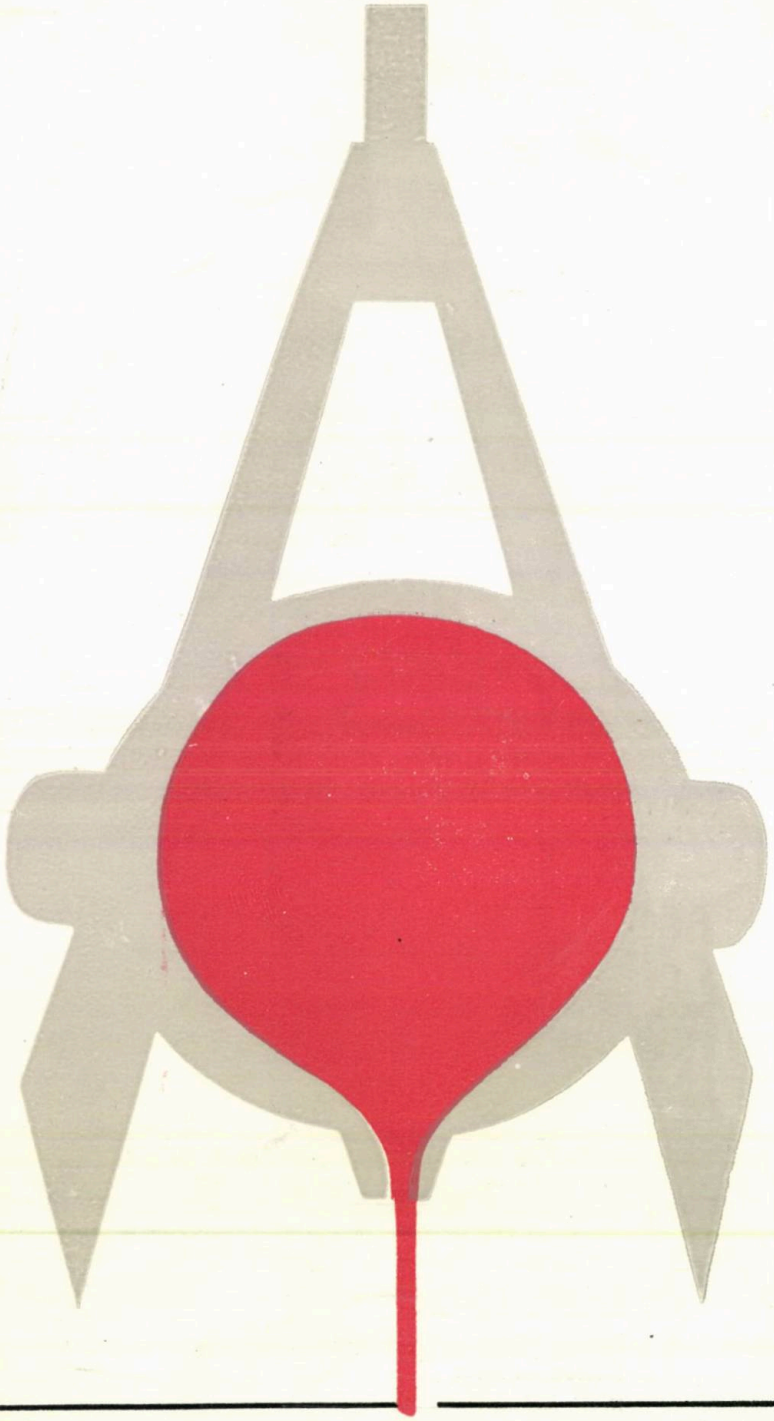
Țara _____

PUBLICOM

Centrul de Cercetari și Proiectari pentru Fabricație Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi:

1985 JUI 25



— studii și lucrări de cercetare

— proiecte și documentații tehnice de execuție

— analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate

C C P F P S

— HUNEDOARA —

E 3280

Kohászat

R 1985 JUN 19

REFERÁLVA

METALURGIA

3

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXVI • NR. 3 • MARTIE 1984

Întreprinderea de construcții și montaje metalurgice Tîrgoviște

Str. Laminorului nr. 5
telex: 17268 - I.C.M.M. Dîmbovița
cod: 0200
Tîrgoviște, jud. Dîmbovița

Execută lucrări de construcții-montaj pentru:

- combinate siderurgice
- fabrici de produse refractare
- întreprinderi de prelucrări metalurgice
- fabrici de produse cărbunoase
- întreprinderi de extragere și prelucrare a aluminiului, precum și reparații capitale de agregate siderurgice și din industria aluminiului

METALURGIA

Anul 36 Nr. 3 Martie 1984

CUPRINS

Păsărică, Victoria, Dobrescu, Edith şi *Constantinescu, Sara* : **Natura şi dispersia incluziunilor nemetalice în oţelurile pentru sîrma destinată fabricaţiei betonului precomprimat şi cablurilor de tracţiune (I)** 117

Butnariu, I., Berceanu, E., Zamfirescu, D., Nicolae, Maria, Crudu, G., Mîndru, V. şi *Lipovan, V.* : **Cercetări şi experimentări privind tehnologiile de elaborare şi turnare a unor oţeluri înalt aliate, realizate în cuptoare electrice cu inducţie.** 125

Răducanu, Doina, Isac, Mihaela şi *Nedelcu, I.* : **Influenţa efectului Bauschinger şi a regimului de reduceri parţiale la deformarea plastică a oţelului 8Cr170** 130

Dinescu, L., Tărăşescu, M., Patras, V., Crăciunescu, C., Haltrich, K. şi *Cristea, I.* : **Cercetări privind folosirea prafului modificator la fabricarea fontelor** 135

Atanasiu, N. : **Tehnologii de fabricare a firelor ultrasubţiri din metale extrapure** 141

Florian, E. şi *Dumitrescu, C.* : **Influenţa elementelor de aliere asupra morfologiei straturilor carburate** 146

Cojocaru, M., Florian, E. şi *Cojocaru, Doina* : **Influenţa oxidării superficiale asupra procesului de nitrurare** 150

Dinu, M. : **Studiul purificării şi obţinerii unor metale prin electroliză în soluţii de săruri metalice în mediu apos** 154

Banacovschi, I. : **Aprecieri privind fiabilitatea aparatajului electric de pe podurile rulante siderurgice** 159

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Cereş, Mariana şi *Spoitu, C. M.* : **Conducerea optimă a cuptoarelor de grafitare** 161

Pumnea, C. : **Rafinarea oţelului lichid prin injectare de pulberi reactive** 163

DOCUMENTARE

COLEGIUL DE REDACȚIE

NECULAI AGACHI, PIA BĂLU, GHEORGHE BUJGOI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, TRAIAN DUMITRESCU, MIHAIL ENACHE, SUZANA GĂDEA, CONSTANTIN IONESCU, PETRE MARCU, ION MOLDOVAN, MIHAI NICULESCU, IULIU OVESEA, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, LAURENTIE SOFRONI — președintele colegiului, CORNEL STĂNESCU, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU, CORNELIU VELINCOV, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de viramant nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament : lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

I.P. „Informația" — c. 2015

CONTENTS

DC : 539.219.1 : 543.062

Păsărică, Victoria, Dobrescu, Edith and *Constantinescu, Sara* : **The nature and the diffusion of nonmetallic inclusions in steels for wire necessary to hauling cables and precompressed concretes**

The paper includes the results of the researches carried out on industrial samples of types, shapes, sizes, chemical composition and nonmetallic inclusions in concrete and cable steel with a view to improving the existing steelmaking-casting technologies. The study was carried out by the chemical separation of oxide inclusions in steel, by the spectral and mineralogical chemical analysis (by X ray diffraction) of the extracted inclusions, by the point determination, by inclusion areas, size classes and the distribution of the elements included (with electron microscope, Quantimet 720 and electron microprobe).

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 117–124

DC : 669.15–194.3 : 621.365.5

Butnariu, I., Berceanu, E., Zamfirescu, D., Nicolae, Maria, Crudu, G., Mîndru, V. and *Lipovan, V.* : **Researches and experiments on the steelmaking and casting technologies of high alloy steels obtained in induction electric furnace**

The paper presents the results of the experimental researches in the 75 kg and 1 t induction electric furnace which aim at the rationalisation of the working regime and of the technological regime and of induction electric furnace, determining the steelmaking and casting technologies of the high alloy steels.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 125–129

DC : 539.374 : 539.41.5

Răducanu, Doina, Isac, Mihaela and *Nedelcu, I.* : **The influence of the Bauschinger effect and of partial reduction regime at 8 Cr 170 steel plastic deformation**

As a result of the researches carried out, it was established that the good knowledge of the consequences of the Bauschinger effect may help to prevent certain differences of the desired values of the deformed material or to establish the parameters of a rolling schedule.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 130–134

DC : 669.162.27 –124.2

Dinescu, I., Tărăşescu, M., Patras, V., Crăciunescu, C., Haltrich, K. and *Cristea, I.* : **Researches on the use of the „modifying powder" in ironmaking**

The paper presents the results obtained by the author on the modification of lamellar and vermiculary graphites with pastilled modifying powders as well as on the influence of microcooler addition. The mechanical structures and characteristics obtained were not different from those of the cast irons modified with granulated modifying alloys to the dimensions required by the technology. The microcooler additions blended with the modifying powder have contributed to obtaining certain values of the yield strength close to those of the tensile breaking strength.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 135–140

DC : 62–426 : 669.2/.8

Atanasiu, N.: **The manufacture technologies of ultrathin extraclean metal wires**

The theoretical analysis and the experiments carried out aimed at determining the technologies of manufacturing high purity gold and aluminium ultrathin wires necessary for the connections in computer electronic equipments.

Metalurgia 36 (1983), nr. 3, p. 141–145

DC : 66.046.562 : 669.14.018.8

Florian, E. and *Dumitrescu, C.* : **The influence of alloying elements on carburized layer morphology**

The carburization of alloy steels is carried out mainly with the help of combined regimes (in steps). In the first stage, the saturation is based on high carbon patentials, leading to carbide formation, which, by using lower potentials (C_{ech} = = 0,8–0,9 % C), ensures the dissolution of carbides previously) formed. The paper analyses the thermodynamic conditions of the carbide formation as well as the influence of alloying elements on the nature, rate and morphology of carbides being formed during alloy steel carburization.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 146–149

DC : 621.785.53 : 66.056.9

Cojocaru, M., Cojocaru, Doina and *Florian, E.* : **The influence of superficial oxydation on the nitriding process**

The paper deals with the problems linked to the influence of spinel oxide layers formed on the Fe-ARMCO surface on nitrogen adsorbtion and diffusion in the layer. Under the presence of these layers, due to the high concentration in water steam in a NH_3-H_2O atmosphere, the nitrogen diffusion and adsorbtion processes are stopped.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 150–153

DC : 54.135 : 669.2/.8

Dinu, M. : **The study of the cleaning and the way of obtaining certain metals by electrolysis in metal salt solutions in aqueous medium**

With the help of radioactive indicators, the author studies the metallic inclusion behaviour during electrolysis in aqueous concentrated salt solutions. The author explains the possibilities of obtaining high purity copper, nickel, iron and cobalt by electrolysis.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 154–158

DC : 621.317 : 621.874.042

Banacovschi, I. : **Estimation of the reliability of electric equipment necessary for overhead cranes**

The author have carried out reliability studies ion 21 overhead cranes.

The reliability analysis of the electric equipment existing on overhead cranes show that it is unadequate for this installation because of vibrations and ligh temperatures.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 159–160

DC : 621.785.377 : 669.041

Ceres, Mariana and *Spoitu, C.M.* : **Optimal control for graphitization furnaces**

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 161–162

DC : 669.054

Pumnea, C. : **Steel bath refining by reactive powder injection**

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 163–168

I N H A L T

DK: 539.219.1 : 543.062

Păsărică, Victoria, Dobrescu, Edith und *Constantinescu, Sara*: **Die Art und die Verteilung der nichtmetallischen Einschlüsse in den für die Herstellung der Lastseile und Vorspannbeton bestimmten Drahtstählen**

In der Arbeit werden die Untersuchungsergebnisse angeführt über die Type, Form, Abmessungen, chemische Zusammensetzung und Verteilung der nichtmetallischen Einschlüsse in Stählen für Lastseile und Vorpsannbeton, zwecks Verbesserung der Herstellungs-bzw. Giesstechnologien. Die oxydischen Einschlüsse wurden chemisch getrennt. Die Einschlüsse wurden durch chemische Spektralanalysen, mineralogische Roentgenanalysen, Verteilung, Abmessungsklassen und Verteilung der Bestandteile (mit Hilfe des Lichtmikroskops Quantimet 720 und elektronische Mikrosonde) analysiert.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 117–124

DK: 669.15–194.3 : 621.365.5

Butnariu, I., Berceanu, E., Zamfirescu, D., Nicolae, Maria, Crudu, G., Mîndru, V. und *Lipovan, V.*: **Studien und Untersuchungen über die Herstellungs-und Giesstechnologien einiger hochlegierten, in Induktionsöfen hergestellten Stähle**

Es wurden Untersuchungen durchgeführt in elektrischen Induktionsöfen von 75 kg und 1 t, zwecks optimierung der Betriebsweise und der Betriebstechnologie der Induktionsöfen und Festlegung der Herstellungs-bzw. Giesstechnologien einiger hochlegierten Stähle.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 125–129

DK: 539.374 : 539.4/.5

Răducanu, Doina, Isac, Mihaela und *Nedelcu, I.*: **Einfluss des Bauschinger-Effekts und der teilweisen Abnahmeregime bei der plastischen Verformung des Stahles 8Cr170**

Mit Hilfe der durchgeführten Studien wurde festgestellt dass die genaue Kenntnis der Konsequenzen des Bauschinger-Effekts die Abweichung von den geforderten mechanischen Eigenschaften vorbeugen kann oder zur Festlegung eines Walzschemas beitragen kann.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 150–134

DK: 669.162.275.124.2

Dinescu, L., Tărăşescu, M., Patraş, V., Crăciunescu, C., Haltrich, K. und *Cristea, I.*: **Untersuchungen über die Anwendung des Impfstaubes bei der Gusseisenherstellung**

In der Arbeit werden die Untersuchungsergebnisse im Zusammenhang mit der Impfung der Gusseisen mit Lammellen-und Vermikulargraphit mit gepresstem Impfstaub und der Einfluss von Mikrokühlstoffen erörtert. Das Gefüge und die mechanischen Eigenschaften waren identisch mit denen durch Einsatz von gekörnten Impflegierungen erhaltenes modifiziertes Gusseisen. Der Einsatz von Mikrokühlstoffen im Impfstaub hat zu einer der Zugfestigkeit nahen Fliessgrenze beigetragen.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 135–140

DK: 62–426 : 669.2/.8

Atanasiu, N.: **Herstellungstechnologien für sehr dünne Drähte aus hochreinen Metallen**

Es sind theoretische und praktische Studien durchgeführt worden für die Bestimmung der Herstellungstechnologien der sehr dünnen Drähte aus hochreinen Metallen (Gold und Aluminium), für elektronische Rechengeräte.

Die geschmiedeten Stangen wurden auf Sondermaschinen gezogen.

Die hergestellten Erzeugnisse haben den technischen Anforderungen entsprochen, somit ist die Herstellungstechnologie bestätigt worden.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 141–145

DK: 66.046.562 : 669–14.018.8

Florian, E. und *Dumitrescu, C.*: **Der Einfluss der Legierungselemente auf die Zusammensetzung der aufgekohlten Schichten**

Die Aufkohlung der legierten Stähle wird durch kombinierten Betrieb, in Stufen, durchgeführt. In der ersten Stufe wird die Sättigung mit hohem Kohlenstoffpotential gemacht der die Aufkohlung bewirkt, die durch die Anwendung niedriger Potentiale (C_{ech} – 0,8 – 0,9 % C) die Auflösung der gebildeten Karbide sichert. In der Arbeit werden die thermodynamischen Bedingungen der Karbidbildung studiert und der Einfluss der Legierungselemente auf den Anteil und die Zusammensetzung der gebildeten Karbide während der Aufkohlung der legierten Stähle, bestimmt.

Metalurgia 38 (1984), br. 3, p. 146–149

DK: 621.785.53 : 66.056.9

Cojocaru, M., Cojocaru, Doina und *Florian, E.*: **Der Einfluss der Oberflächenoxydation auf die Nitrierung**

Die Arbeit analysiert Daten im Zusammenhang mit dem Einfluss der Oxydschichten (Spinell) auf die ARMCO Eisenoberfläche, auf die Adsorption und Streuung des Stickstoffs in der Schicht. Die wegen der hohen Wasserdampfkonzentration in $NH_3 - H_2O$ Atmosphäre gebildeten Schichten sind die Stickstoffadsorption-bzw. streuung gehemmt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 150–153

DK: 541.135 : 669.2/.8

Dinu, M.: **Die Reinigung und Herstellung einiger Metalle durch Elektrolyse in metallischen Salzlösungen in Wassermedien**

Mit Hilfe der radioaktiven Indikatoren wurde das Verhalten einiger metallischen Begleitelemente während der Elektrolyse in wässerigen Säurelösungen studiert. Es werden die Herstellungsmöglichkeiten von Kupfer, Nickel, Eisen und Cobalt hoher Reinigkeit durch Elektrolyse angeführt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 154–158

DK: 621.317 : 621.874.042

Banacovschi, I.: **Betrachtungen über den Dauerwiderstand der elektrischen Ausrüstung für Hüttenlaufkrane**

Für die Festlegung des Dauerwiderstandes sind Untersuchungen an 21 Hüttenlaufkrane durchgeführt worden.

Die Untersuchungen bezogen sich auf die Haltbarkeit der elektrischen Ausrüstung unter besonderen Arbeitsbedingungen wie hohe Temperatur und Schwingungen.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 159–169

DK: 621–785.377 : 669.041

Cereş, Mariana und *Spoitu, C. M.*: **Die optimale Führung der Graphitieröfen**

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 161–162

DK: 669.054

Pumnea, C.: **Das Frischen des flüssigen Stahls durch Injektion von Reaktivpulvern**

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 163–168

SOMMAIRE

CD : 539.219.1 : 543.062

Păsărică, Victoria, Dobrescu, Edith et *Constantinescu, Sara* : **La nature et la dispersion des inclusions nonmétalliques dans les aciers à fil utilisés à la fabrication du béton précomprimé et des câbles tracteurs**

On présente les résultats des recherches (sur eprouvettes industrielles) des types, de la forme et de la dimension, du contenu, de la composition chimique et de la repartition des inclusions nonmétalliques dans les aciers B et C pour perfectionner les technologies d'élaboration-coulée existentes. L'étude a été effectué par la séparation chimique des inclusions oxidiques de l'acier, par l'analyse chimique spectrale et minéralogique (par diffraction à des rayons X) des inclusions extraites, par des déterminations du pointage, de la surface occupée par les inclusions, des classes dimensionnelles et par la répartition des élements constituents (à l'aide du microscope optique, Quantimet 720 et de la microsonde électronique).

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 117–124

CD : 669.15–194.3 : 621.365.5

Butnariu, I., Berceanu, E., Zamfirescu, D., Nicolae, Maria, Crudu, G., Mîndru, V. et *Lipovan, V.* : **Recherches et expérimentations concernant les technologies d'élaboration et de coulée de certains aciers fortement alliés obtenus dans les fours électriques à induction**

On présente les résultats des recherches expérimentales effectuées dans les fours électriques à induction de 75 kg et 1 t ayant comme but la rationnalisation du régime de travail et du régime technologique du four électrique à induction, la détermination des technologies d'élaboration et de coulée de certains aciers fortement alliés.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 125–129

CD : 539.374 : 539.4/.5

Răducanu, Doina, Isac, Mihaela et *Nedelcu, I.* : **L'influence de l'effet Bauschinger et du régime des réductions partielles sur la déformation plastique de l'acier 68Cr170**

A la suite des recherches effectuées on a établi que la connaissance en détail des conséquences de l'effet Bauschinger s'emploit pour prevenir certaines déviations par rapport aux valeurs attendues du matériel déformé (propriétés mecaniques) ou pour déterminer les paramètres d'un schéma de laminage.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 130–134

CD : 669.162.275–124.2

Dinescu, L., Tărăşescu, M., Patras, V., Crăciunescu, C., Haltrich, K. et *Cristea, I.* : **Recherches concernant l'utilisation de la „poudre à effet modificateur" à la fabrication des fontes**

On présente les résultats concernant la modification des fontes à graphite lamelaire et vermiculaire par la poudre à effet modificateur pastillée de même que l'influence de l'addition de microrefroidisseurs. Les structures et les caractéristiques mécaniques obtenues ne diffèrent pas de celles des fontes modifiées par des alliages modificateurs granulés aux dimensions prévues pour la technologie. Les additions de microrefroidisseurs en mélange avec la poudre à effet modificateur ont contribué à l'obtention des valeurs de la limite d'écoulement proches de la valeur de la résistance à la rupture à la traction.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 135–140

CD : 62–426 : 669.2/8.

Atanasiu, N. : **Technologies de fabrication des fils superfins en métaux extrapurs**

L'analyse théorique et les expérimentations effectués ont eu pour but la détermination des technologies pour la fabrication des fils en or et en aluminium de haute pureté, pour fabriquer les connexions des équipements électroniques.

La technologie de fabrication suppose le forgeage des barres suivi d'une opération de tréfilage executée sur des machines spécialisées.

Les produits obtenus de ces deux métaux sont conformément aux prescriptions techniques.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 141–145

CD : 66.046.562 : 669.15.018.8

Florian, E. et *Dumitrescu, C.* : **L'influence des élements d'alliage sur la morphologie des couches carburées**

La carburation des aciers alliés est réalisée par l'utilisation des régimes combinés (en echelle). On obtient premièrement la saturation en utilisant des potentiels élevés de carbone, ce qui conduit à la formation des carbures qui, par l'utilisation de certains potentiels plus réduits (C_{ech} = 0,8–0,9 %C), assurent la dissolution des carbures. On analyse les conditions thermodynamiques de formation des carbures, de même que l'influence des élements d'alliage sur la nature, sur la proportion et sur la morphologie des carbures qui apparaissent pendant la carburation des aciers alliés.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 146–149

CD : 621.785.53 : 66.056.9

Cojocaru, M., Cojocaru, Doina, et *Florian, E.* : **L'influence de l'oxidation sur le processus de nitruration**

On analyse l'influence des pelicules d'oxide de type spinelle formées sur la surface Fe-ARMCO sur l'adsorbtion et sur la diffusion de l'azote dans la couche. Ces pelicules formées à cause de la concentration élevée des vapeurs d'eau dans une atmsophère de type NH_3–H_2O, ralentissent les processus d'adsorbtion et de diffusion de l'azote.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 150–153

CD : 541.135 : 669.2/8

Dinu, M. : **L'étude de la purification et de l'obtention de certains métaux par l'électrolyse en solutions de sels métalliques en milieu aqueux**

A l'aide des traceurs réactifs on étudie le comportement de certaines impuretés métalliques pendant l'électrolyse en solutions aqueuses de sels concentrés. On présente les possibilités d'obtention du cuivre, du nickel, du fer et du cobalt de haute pureté par l'électrolyse.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 154–158

CD : 621.317.621.874.042

Banacovschi, I. : **Sur la fiabilité de l'appareillage électrique nécessaire pour les ponts roulants sidérurgiques**

L'auteur a fait des études de fiabilité sur 21 ponts roulants sidérurgiques.

L'analyse de la fiabilité de l'appareillage électrique qui se trouve sur les ponts roulants démontre qu'il n'est pas adéquat pour cette installation à cause des vibrations et des températures élevées.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 159–160

CD : 621.785.377 : 669.041

Ceres, Mariana et *Spoitu, C.M.* : **La commande optimale des fours de graphitisation.**

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 161–162

CD : 669.054

Pumnea, C. : **Le raffinage de l'acier liquide par injection de poudres reactives**

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 163–168

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 539.219.1 : 543.062

Пэсэрикэ, Виктория, Добреску, Едит и *Константинеску, Сара:* **Природа и диспергирование неметаллических включений в проволочной стали для производства натяжных канатов и предварительного напряженного бетона**

Работа охватывает результаты исследований (на промышленных образцах) типов, формы, размеров, содержания химического состава и распространения неметаллических включений в сталях для бетона и канатов для совершенствования существующих технологий выплавки-разливки. Изучение проводилось химическим разделением в стали оксидных включений, химическим спектральным и минералогическим анализом (дифракцией лучами X) извлеченных включений, определение балла, площадь занятая включениями, размерные классы, и распределение составляющих компонентов (с оптическим микроскопом Квантимет 720 и электронным микрозондом).

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 117–124

ДК : 669.15–194.3 : 621.365.5

Бутнарю, И., Берчеану, Е., Замфиреску, Д., Николае, Мария, Круду, Г., Мындру, В. и *Липован, В.:* **Исследования и испытания относительно технологий производства и разливки высоколегированных сталей в индукционных электропечах**

В работе представлены результаты опытных исследований, проведенных в 75 Кг и 1 т индукционных электропечах, по рационализации рабочего и технологического режима, определению технологий выплавки и разливки высоколегированных сталей.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 125–129

ДК : 539.374 : 539.4/.5

Рэдукану, Дойна, Исак, Михаела и *Неделку, И.:* **Влияние эффекта Баушингера и режима частичного обжатия при пластической деформации стали 8Cr 170**

Вследствии проведенных исследований установлено, что познание в подробности последствий эффекта Баушингера может быть вовлечена в предотвращении отклонений от ожидаемых значений деформированного материала (механические свойства) или при определении параметров схемы прокатки.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 130–134

ДК : 669.162.275–124.2

Динеску, Л., Тэрэшеску, М., Патрас, В., Крэчунеску, К., Халтрик, К. и *Кристеа, И.:* **Исследования, касающиеся применения „модифицирующего порошка" при производстве чугуна**

Работа представляет достигнутые авторами результаты, касающиеся модифицирования с модифицирующим порошком чугунов с пластинчатым и шаровидным графитом, как и влияние добавки микроохладителя. Достигнутые структуры и механические характеристики не были различными по сравнению с теми, полученными при чугунах модифицированных с модифицирующими гранулированными сплавами на назначенных технологией размерах. Добавки миркроохладителей в смеси с модифицирующим порошком содействовали достижению определённых величин предела текучести, близких к величинам сопротивления разрыву.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 135–140

ДК : 62–426 : 669.2/.8

Атанасиу, Н.: **Технологии производства ультратонких проволок из сверхчистых металлов**

Цель теоретического анализа и проведенных исследований состит в определении технологий производства ультратонких золотых и алюминиевых сверхчистых проволок для изготовления соединений в вычислительной аппаратуре.

Полученные изделия из этих двух металлов соответствовали техническим предписаниям, что подтверждает действительность применяемой технологии.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 141–145

ДК : 66.046.562 : 669.14.018.8

Флориан, Е. и *Думитреску, К.:* **Влияние легирующих элементов на морфологию науглероживанных слоев**

Науглероживание легированных сталей в основном реализуется применяя комбинированные режимы (по стадиям). На первой стадии насыщение создается применяя высокие потенциалы углерода, что приводит к образованию карбидов, которые применением более низких потенциалов обеспечивает растворение образованных ранее карбидов.

В работе анализированы термодинамические исследования образования карбидов, а также и влияние легирующих элементов на природу, пропорцию и морфологию карбидов, образованных при науглероживании легированных сталей.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 146–149

ДК : 621.785.53 : 66.056.9

Кожокару, М., Кожокару, Дойна и *Флориан, Е.:* **Влияние поверхностного окисления на процесс азотирования**

В работе изучены вопросы по влиянию окисных пленок типа спинель, образованные на поверхности Fe—ARMCO на адсорбцию и диффузию азота в слое. В присутствии этих пленок, образованных благодоря повышенной концентрации водянистого пара в атмосфере типа $NH_3—H_2O$, процессы адсорбции и диффузии азота задержаны.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 150–153

ДК : 541.135 : 669.2/.8

Дину, М.: **Изучение чистоты и получения металлов электролизом в растворах металлической соли водянистой среды**

С помощью радиоактивных прокладчиков изучены поведения металлических включений при электролизе в водянистых растворах концентрированных солей. Представлены возможности получения электролизом меди, никеля, железа и кобальта очень чистых.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 154–158

ДК : 621.317 : 621.874.042

Банаковски, И.: **Оценки в связи с надежностью электроаппаратуры металлургических мостовых кранов**

Проведены исследования надёжности 21 металлургического мостового крана.

Анализ надёжности электроаппаратуры мостовых кранов показывают, что она не подходит таким установкам из-за вибраций, высоких температур.

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 159–160

ДК : 621.785.377 : 669.041

Череш, Мариана и *Споиту, С. М.:* **Оптимальное управление печей для графитизации**

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 161–162

ДК : 669.054

Пумня, К.: **Рафинирование жидкой стали вепрыскиванием реактивными порошками**

Metalurgia 36 (1984), nr. 3, p. 163–168

METALURGIA 3

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1984

Fiz. Victoria Păsărică, fiz. Edith Dobrescu şi ing. Sara Constantinescu
Institutul de cercetări metalurgice
Bucureşti

Natura şi dispersia incluziunilor nemetalice în oţelurile pentru sîrma destinată fabricaţiei betonului precomprimat şi cablurilor de tracţiune (I)

CZ : 539.219.1 : 543.062

Tipul şi compoziţia incluziunilor nemetalice din produsul finit au o mare importanţă asupra proprietăţilor oţelului (rezistenţă la oboseală, aspectul suprafeţei, proprietăţi mecanice în direcţie transversală) dar şi asupra uzurii sculelor de prelucrare. Dacă pentru caracteristicile sulfurilor s-au adus multe îmbunătăţiri, pentru incluziunile oxidice s-a acţionat mai mult asupra reducerii cantităţii lor decît asupra morfologiei şi proprietăţilor fizice. Incluziunile oxidice prezente în oţel conduc la uzura prematură a sculelor destinate prelucrării sau trefilării fine sau la ruperea sîrmei în timpul trefilării. Deoarece eliminarea totală a incluziunilor oxidice este imposibilă, sînt necesare măsuri tehnologice care să le amelioreze geometria şi proprietăţile fizice, care să stînjenească mai puţin curgerea metalului în timpul deformării. În sensul arătat, în lucrările [1]—[5] s-a cercetat natura (compoziţia) incluziunilor, a căror plasticitate la temperaturi între 900 şi 1 100°C sînt compatibile cu cea a metalului, cercetîndu-se cu prioritate fazele oxidice din diagramele ternare $CaO—Al_2O_3—SiO_2$ şi $MnO—Al_2O_3—SiO_2$, avînd în vedere că dezoxidanţii cei mai utilizaţi sînt Al, Ca, Mn, Si [3].

În figura 1 se compară viscozitatea aparentă a oţelului cu viscozitatea unei incluziuni (la diferite temperaturi), din care rezultă că domeniul de compatibilitate între posibilitatea de deformare a incluziunii şi cea a oţelului este foarte îngust, datorită pantei mari a curbei ce dă viscozitatea incluziunii. Ekerot a observat acest lucru pentru silicaţi (fig. 1, *b*), studiind raportul deformărilor incluziune-oţel în apropierea temperaturii critice T_c, temperatură peste care incluziunea devine mult mai plastică decît matricea, alungindu-se mult pe direcţia de laminare [1].

În figura 2 se prezintă schema secţiunilor polisate ale incluziunilor înainte şi după laminare, din care se observă că atît timp cît proporţia cristalelor de oxizi formate în incluziuni este mică (considerînd că sînt alcătuite dintr-un lichid supratopit şi cristale) lichidul supratopit ce înconjură solidele este deformabil pe direcţia de laminare (domeniul *2*). Posibilitatea de creştere a cristalelor de oxizi este legată de viscozitatea fazei lichide, la tem-

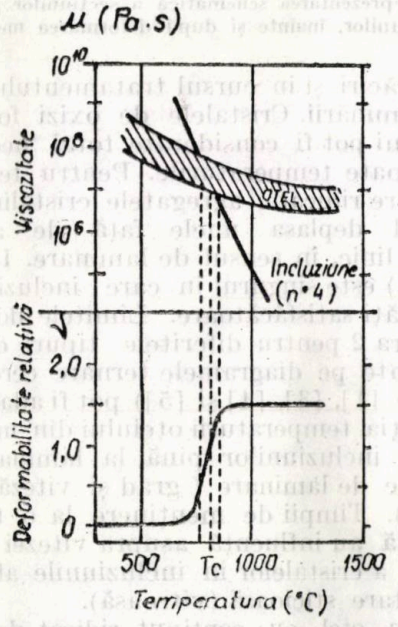


Fig. 1.

a. Compararea schematică a viscozităţii unei incluziuni (cu compoziţia 0,74 SiO_2 şi 0,06 Al_2O_3, exprimată în fracţii molare) şi a domeniului de viscozitate aparentă a unui oţel, pentru condiţiile de deformare date (la o viteză de deformare de 4 s^{-1} şi pentru o deformare raţională variabilă de la 10^{-1} la 10^{-4});

b. Deformabilitatea relativă a incluziunilor în materialul oţelului : variaţie bruscă în vecinătatea temperaturii critice Tc (deformabilitatea ν este dată de raportul deformaţiilor incluziune-oţel)

peratura dată. În lucrarea [3] se discută şi se exemplifică practic posibilităţile de recristalizare a silicaţilor în trei stadii : înainte de începerea solidificării, în cursul solidificării şi al

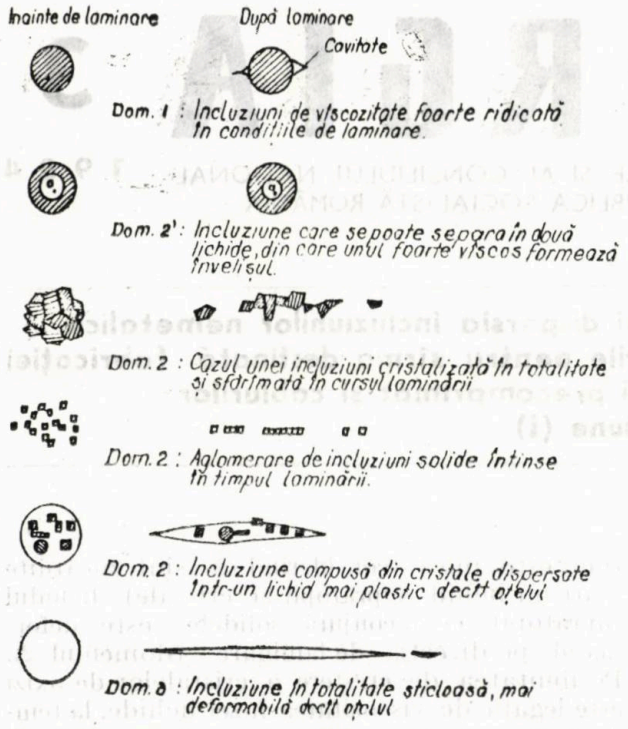


Fig. 2. Reprezentarea schematică a secțiunilor polisate ale incluziunilor, înainte și după deformarea metalului

primei răciri și în cursul tratamentului termic și al laminării. Cristalele de oxizi formate în incluziuni pot fi considerate total nedeformabile la toate temperaturile. Pentru tensiuni de deformare ridicate, agregatele cristaline se pot eventual deplasa unele față de altele și așeza în linie, în sensul de laminare. Domeniul *3* (fig. 2) este singurul în care incluziunile au proprietăți satisfăcătoare. Limitele domeniilor din figura 2 pentru diferitele tipuri de incluziuni (date pe diagramele ternare cercetate în lucrările [1], [3], [4] și [5]) pot fi adaptate fie la evoluția temperaturii oțelului din momentul formării incluziunilor pînă la laminare, fie la condițiile de laminare (grad și viteză de deformare). Timpii de menținere la o temperatură dată au influență asupra vitezei de deformare a cristalelor în incluziunile aflate inițial în stare sticloasă (vitroasă).

La un oțel cu conținut ridicat de carbon, dezoxidat cu aluminiu, Bernard constată că incluziunile sînt omogene ca compoziție și deformabile (situîndu-se în domeniul *3*), atunci cînd adaosul de aluminiu este de 10—20 g/t. La un adaos de aluminiu de 50 g/t, incluziunile sînt constituite din grăunți de aluminiu și prelungite cu fibre de oxizi complecși sticloși sau microcristalini, care se situează în afara limitelor de plasticitate dorite [3]. Morfologia și deformabilitatea incluziunilor pot fi conduse deci prin operațiile de dezoxidare, prin compoziția și ordinea de adaos a dezoxidanților în condițiile unei evoluții termice date a șarjei și a unui conținut de oxigen bine controlat.

Evoluția termică ulterioară a produșilor de dezoxidare permite prevederea stării cristaline a incluziunilor și deci a gradului lor de deformabilitate în cursul laminării (avînd în vedere și temperatura de introducere în cuptor, timpul și temperatura de menținere în cuptorul de preîncălzire și condițiile de laminare).

Cantitatea și caracteristicile incluziunilor au o mare importanță în „uzura abrazivă" a sculelor prelucrătoare. Astfel, Faulring [4] a arătat că „viteza de uzură" a sculelor pentru prelucrarea oțelurilor ce conțin incluziuni sticloase este extrem de mică, dar crește cînd în oțel apar formații de tip mulit ($Al_6Si_2O_{13}$). La oțelurile topite în vid și aer, dezoxidate cu aluminiu (sau cu Al + Ca), uzura a fost mai mare decît cea a oțelurilor topite în aer, care în final erau dezoxidate cu Si sau cu Si + Al. Vitezele maxime de uzare a sculei s-au observat la prelucrarea oțelurilor ce conțineau un amestec de incluziuni de tip $CaO.6Al_2O_3$, AlN și/sau diferite forme de Al_2O_3. Faulring și Kissling [2] indică faptul că uzura este proporțională cu duritatea formațiunilor incluzionare, duritate care la temperatura camerei se află în relația :

$$\text{mulit} < CaO \cdot 6Al_2O_3 < \alpha Al_2O_3$$

Această scară de microdurități se menține și la temperaturi ridicate, iar pentru aluminații de calciu crește odată cu creșterea conținutului de alumină. Totodată Faulring constată că, în oțelurile studiate, topite în aer, incluziunile aveau compoziții diferite de la o șarjă la alta și, în funcție de tratamentul termic aplicat probelor, ele apăreau fie sub formă de fază sticloasă bogată în silice (alungite, dar nu cristalizate în timpul laminării), fie ca mulit, αAl_2O_3 sau $CaO \cdot 6Al_2O_3$ oxizi tipici pentru oțelurile dezoxidate cu Ca—Al. Testele de uzare a sculelor prelucătoare indicau o proporționalitate între gradul de uzare și tipul incluziunilor preponderente în fiecare marcă de oțel. În oțelurile topite în vid s-au detectat numai incluziuni de aluminiu (αAl_2O_3 — colțuroase sau sferice), rareori cu urme de aluminați de calciu sau acoperite cu MnS, uzura sculei depinzînd de dimensiunea particulelor de incluziuni, dar și de cantitatea și abrazivitatea acestora.

În prezenta lucrare s-a cercetat natura, conținutul și dispersia incluziunilor nemetalice în oțelurile pentru sîrma destinată fabricației betoanelor precomprimate (oțel *B*) și cablurilor de tracțiune (oțel *C*), elaborate în cuptoare electrice bazice de 50 și 100 t, în vederea perfecționării tehnologiilor existente pentru elaborarea și turnarea mărcilor de oțel respective.

Rezultatele cuprinse în această lucrare s-au obținut prin mai multe metode de cercetare și anume :

— determinarea conținutului total de incluziuni nemetalice oxidice, prin separarea lor din oțel cu metoda radiochimică [6];

— analiza chimică spectrală a incluziunilor oxidice extrase;

— identificarea compușilor mineralogici cristalini din incluziunile oxidice, prin difracție de raze X [6];

— analiza pe probe de oțel „in situ" a tipurilor, formei, dimensiunilor și repartiției incluziunilor nemetalice la microscopul optic (aprecierea punctajului după STAS 5949—80) și determinarea naturii incluziunilor reprezentative cu microsonda electronică;

— determinarea punctajului, dimensiunilor și ariei ocupate de incluziuni și prelucrarea statistică a datelor pe sistemul automat format din microscopul Quantimet 720 și calculatorul HP—9810A.

Datele obținute s-au analizat în corelație cu compoziția chimică a oțelurilor studiate (tab. 1) și cu condițiile de elaborare—turnare pentru șarjele cercetate [6]. Șarjele studiate s-au turnat prin sifon în lingouri de 3,5 t și după laminarea în țagle □ 80 mm, la foarfecele laminorului, s-au prelevat probe din capul, mijlocul și piciorul a cîte trei lingouri pe șarjă (luate la întîmplare). S-au ales șarje elaborate atît în cuptoarele de 50 t, cît și în cele de 100 t. Apoi din fiecare țaglă *C*, *M*, *P* s-au debitat epruvete din centrul (*c*) și marginea țaglei (*m*), din care s-au luat eșantioane pentru diferitele metode de analiză, așa cum se indică în schema din figura 3. În total s-au analizat cîte 18 probe pe șarjă.

Determinarea conținutului total de incluziuni oxidice s-a efectuat cu metoda radiochimică descrisă în lucrarea [6], prin dizolvarea probelor de oțel în amestec 2 : 1 de acid azotic 10% și acid citric 10%, urmată de descompunerea carburilor cu permanganat de potasiu. Sedimentul obținut în stare cristalină (uscat la sec) este supus difracției de raze X în difractometrul DRON-1, pentru identificarea compușilor mineralogici din incluziuni după metodologia indicată în lucrarea [6]. Dacă sedimentul se filtrează prin hîrtie de filtru bandă albastră și se calcinează la 900°C, pe reziduul respectiv se face apoi analiza chimică spectrală a diferitelor tipuri de oxizi.

În figurile 4 și 5 s-a reprezentat grafic repartiția transversală (*m*, *c*) și longitudinală (*C*, *M*, *P*) a conținuturilor medii de incluziuni oxidice extrase din oțel (medii pe lingou și pe șarjă; se menționează că mediile (*m*) și (*c*) pentru fiecare lingou rezultă din cîte trei probe, avînd aceeași poziție în țaglă).

În tabelele 2, *a* și 2, *b* se dă compoziția chimică a incluziunilor oxidice extrase din oțel, pe probe medii alcătuite din cîte trei reziduuri rezultate din probe de oțel cu aceeași poziție în lingou (cap-margine *Cm*, cap-centru *Cc*, ..., *Pm*, *Pc*), pentru a se putea face comparația cu conținutul procentual de incluziuni oxidice reprezentat în diagramele 4 și 5.

Rezultatele analizei statistice a datelor obținute prin sistemul automat QTM 720 — calculator HP 9810A, privind aria ocupată de

Compoziția chimică a oțelurilor cercetate *Tabelul 1*

Nr. șarjei	Marca oțelului	Capacitatea cuptorului	Compoziția chimică a oțelurilor cercetate, % *)								
			C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	Al
1	*B* 80	E1—100	0,81	0,49	0,21	0,023	0,026	0,10	0,12	0,15	0,005
2	*B* 80	E3— 50	0,85	0,60	0,23	0,010	0,020	0,10	0,18	0,08	0,015
3	*B* 75	E3— 50	0,81	0,58	0,23	0,015	0,020	0,10	0,07	0,09	0,028
4	*C* 55	E1—100	0,58	0,56	0,25	0,025	0,018	0,08	0,06	0,08	0,003
5	*C* 55	E2—100	0,55	0,50	0,26	0,016	0,018	0,06	0,08	0,06	0,020
6	*C* 65	E2—100	0,65	0,55	0,24	0,015	0,020	0,08	0,08	0,10	0,012
7	*C* 55	E3— 50	0,57	0,59	0,22	0,013	0,020	0,10	0,05	0,06	—

*) Șarjele *1*—*3* mai conțin Mo — 0,03%, W — 0,02%, As — 0,001%.
Șarjele *4*—*7* mai conțin Mo — 0,01%, W — 0,02%, As — 0,02%.

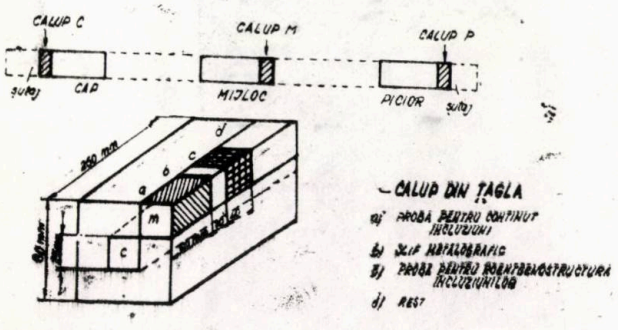


Fig. 3. Modul de prelevare a probelor de oțel pentru analiza incluziunilor nemetalice

incluziuni, repartiția pe clase dimensionale, gradul de deformare (intercepția), numărul de incluziuni pe 1 mm² (și pe cîmpul de 0,25 mm²) se dau ca medii pe șarjă în tabelul 3. Valorile indicilor *M* și *KO* după normele SEP 1570 (Stahl-Eisen Prüfblatt) se leagă de aprecierea purității metalului; după punctajul maxim al celui mai impur cîmp (*M*) și după punctajele medii pe 30 cîmpuri explorate (*KO*). Echivalența între STAS 5949—80 și SEP 1570 pentru procentul de arie ocupat de incluziuni este următoarea:

punctaj după STAS	1	2	3	4	5
indice de puritate *M* după SEP	2	3	4	5	6

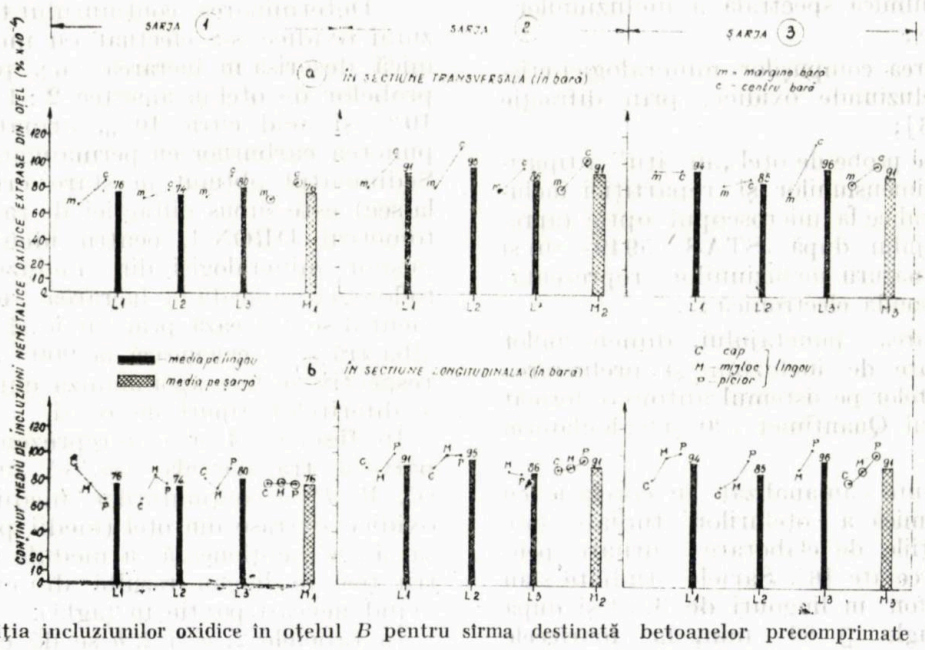


Fig. 4. Repartiţia incluziunilor oxidice în oţelul *B* pentru sîrma destinată betoanelor precomprimate (şarjele *1—3*)

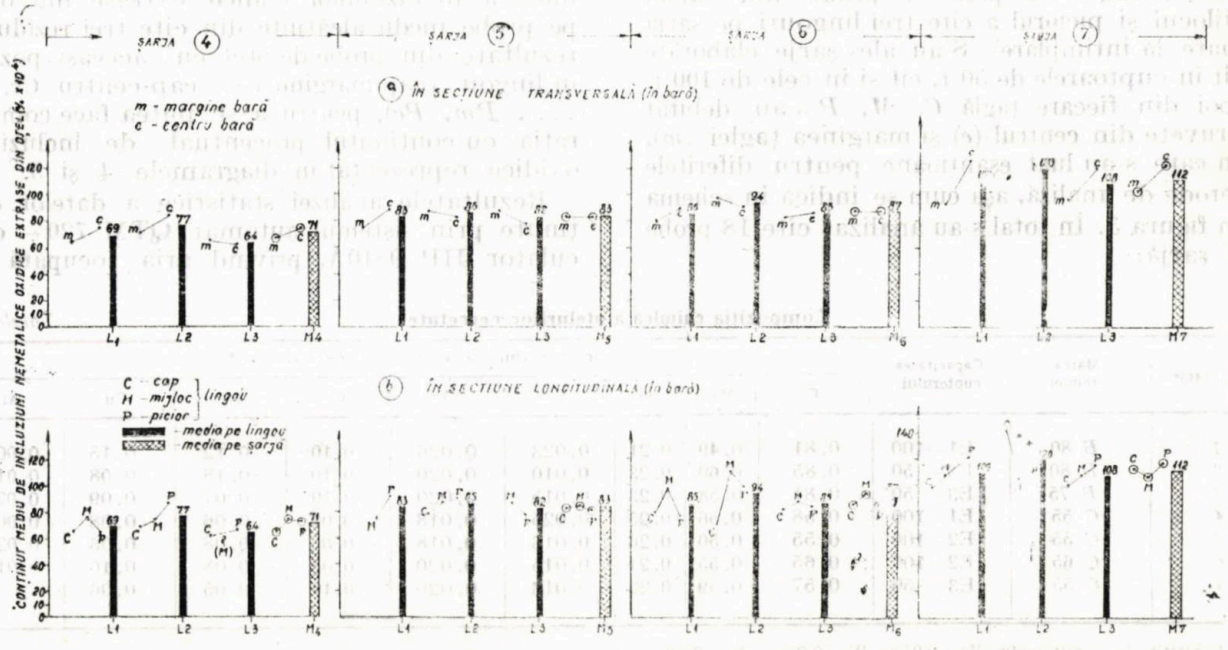


Fig. 5. Repartiţia incluziunilor oxidice în oţelul *C* pentru sîrma destinată cablurilor de tracţiune (şarjele *4—7*)

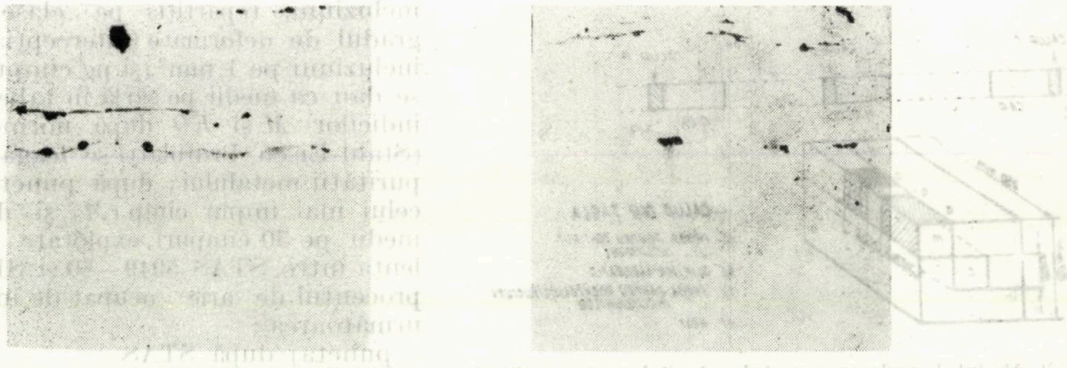


Fig. 6. Şiruri paralele de sulfuri şi oxizi (alipiţi sau înglobaţi în sulfuri) în oţelurile *B* şi *C* din şarjele *1*, *2* şi *7* (neatacat, ×100)

Tabelul 2,a

Compoziția chimică a incluziunilor oxidice extrase din oțelurile (*B*)

Proba medie analizată	Compoziția chimică a incluziunilor oxidice extrase din oțelurile (*B*), %.10^{-2}							
	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	MgO	CaO	MnO	TiO_2	Cr_2O_3
Media 1-*C*	3585	4525	1123	653	19	32	61	32
Media 1-*M*	3640	5306	438	466	47	28	72	16
Media 1-*P*	3517	4770	830	709	40	38	70	23
Media 1-*m*	3418	4800	1089	522	35	38	68	23
Media 1-*c*	3743	4934	504	697	36	27	67	24
Media șarjei 1	3580	4867	797	609	35	32	67	23
Media 2-*C*	2325	5865	1080	500	16	37	162	18
Media 2-*M*	2035	6320	715	626	55	36	180	20
Media 2-*P*	2660	6035	455	583	28	49	157	19
Media 2-*m*	2206	6193	854	434	46	45	184	18
Media 2-*c*	2473	5953	646	706	20	37	149	19
Media șarjei 2	2340	6073	750	569	33	40	166	19
Media 3-*C*	3115	4668	1675	439	15	32	63	20,7
Media 3-*M*	3375	5045	966	539	16	16	57,7	12
Media 3-*P*	2695	5955	851	408	18,2	14,4	45	9,2
Media 3-*m*	2996	5036	1326	541	17	23,6	57,0	11,4
Media 3-*c*	3126	5408	1001	383	15,8	17,9	53,5	16,8
Media șarjei 3	3061	5222	1164	462	16,4	20,8	55,2	14,0

Tabelul 2,b

Compoziția chimică a incluziunilor oxidice extrase din oțelurile (*C*)

Proba medie analizată	Compoziția chimică a incluziunilor oxidice extrase din oțelul (C), %.10^{-2}							
	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	MgO	CaO	MnO	TiO_2	Cr_2O_3
Media 4-*C*	3425	4875	1079	493	18	15	77	14,7
Media 4-*M*	3565	4565	1277	511	17,7	8,6	68	16,2
Media 4-*P*	3368	4665	1145	676	30	23,8	76	26
Media 4-*m*	3778	4273	1446	367	26,6	14,1	72	25
Media 4-*c*	3127	5130	887	753	17,1	17,1	75	13
Media șarjei 4	3452	4701	1167	560	21,8	15,6	74	19
Media 5-*C*	3165	4047	2240	432	13	11,5	71,5	19,7
Media 5-*M*	3440	4625	1167	666	30	10,9	62,5	16,5
Media 5-*P*	2700	5300	1400	502	21	13,9	65,5	19,8
Media 5-*m*	3223	4560	1646	485	17	14,0	62,3	23,0
Media 5-*c*	2980	4755	1558	582	26	10,2	70,6	14,0
Media șarjei 5	3102	4657	1602	533	21	12,1	66,5	18,6
Media 6-*C*	2880	5340	812	678	169	22,5	87,5	16
Media 6-*M*	2605	5650	782	800	92	18,1	65,5	12,5
Media 6-*P*	2700	5795	610	760	93	18,5	73	12
Media 6-*m*	2710	5720	891	529	70	22,6	77,3	11,6
Media 6-*c*	2746	5450	578	963	166	16,7	73,3	15,3
Media șarjei 6	2728	5585	734	746	118	19,7	75,3	13,5
Media 7-*C*	2795	4815	1860	332	40	25	102	22
Media 7-*M*	2720	5340	1355	376	57	22	98	17
Media 7-*P*	2740	5565	1094	385	99	19	78	16
Media 7-*m*	2426	5097	1927	357	39	25	78	14
Media 7-*c*	3077	5383	946	372	91	18	107	23
Media șarjei 7	2751	5240	1436	364	65	22	92	18

Din analiza rezultatelor obținute prin diversele metode de studiu a rezultat că :

A. *Principalele tipuri de incluziuni nemetalice în oțelurile B și C* sînt constituite din :

— sulfuri de mangan fine (în șiruri foarte lungi, uneori duble) sau sulfuri MnS groase și izolate, deseori alipind sau înglobînd oxizi de Al, de punctaj 2 în oțelul *B* și 3 în oțelul *C* (fig. 6, 7 și 8);

— șiruri lungi de oxizi fini și grosieri, deseori în paralel cu șiruri de MnS fine și lungi (fig. 7, 9, 10 și 12);

— oxizi de Al globulari, izolați, de punctaj 2—3 în oțelul *B* și 3 în oțelul *C* (fig.11 și 12);

— în oțelul *C* din șarja 7 s-au observat nitruri de titan (frecvente și de punctaj 1) și silicați (de punctaj 1—3), care nu s-au observat în celelalte șarje studiate din oțelurile *B* și *C*.

Tabelul 3

Analiza statistică a datelor privind cantitatea de incluziuni, obținute prin sistemul automat microscop QTM 720 — calculator HP 9810A (Valori medii pe șarjă)

Oțelul	Nr. șarjei (cuptor)	Aria medie (%)* (min.-max.)	Intercepție, mm/mm²	Ø mediu, mm·10⁻⁴	Densitatea numerică N/mm²	Densitatea numerică N/mm² (% din total)** 0–4, µm	4–16, µm	16–64, µm	64, µm	Nr. mediu pe cîmp	Indice SEP mediu*** M (min.-max.)	KO (min.-max.)
	1-E1	0,157	0,410	26	165,2	125,7	34,9	4,56	0,07	42,3	4,83	6,56
B 80		(0,035–0,407)				(76,0%)	(21,1%)	(2,76%)	(0,042%)		(4–6)	(5–17)
	2-E3	0,093	0,344	21	172,8	153,6	16,8	2,33	0,01	44,3	4,38	4,02
		(0,018–0,413)				(88,9%)	(9,7%)	(1,35%)	(0,005%)		(4–5)	(2–5)
B 75	3-E3	0,118	0,327	26	124,0	91,6	29,0	3,30	0,02	31,8	4,34	4,76
		(0,014–0,360)				(73,9%)	(23,4%)	(2,66%)	(0,016%)		(3–5)	(2–13)
	4-E1	0,176	0,401	24	209,6	165,3	39,8	4,3	0,03	54,9	4,86	8,02
C 55		(0,033–0,483)				(78,9%)	(19,0%)	(2,06%)	(0,014%)		(4–6)	(4–20)
	5-E2	0,177	0,125	25,7	195,2	155,3	34,8	4,94	0,15	50,0	4,88	8,08
		(0,036–0,460)				(79,5%)	(17,8%)	(2,53%)	(0,077%)		(4–6)	(4–13)
C 65	6-E2	0,184	0,426	37,5	122,3	81,4	36,3	4,48	0,07	30,2	5,05	8,38
		(0,046–0,482)				(66,5%)	(29,7%)	(3,66%)	(0,057%)		(5–6)	(4–18)
C 55	7-E3	0,207	0,148	30	202,6	145,0	54,5	3,20	0,03	51,9	5,11	9,50
		(0,082–0,487)				(71,6%)	(26,9%)	(1,58%)	(0,014%)		(4–6)	(5–15)

*) În paranteză, domeniul de variație (min.-max.)%. **) În paranteză s-au calculat % din densitatea numerică totală dată în col. 6. ***) În paranteză, indicele *SEP* minim și maxim din șarjă (media cuprinde și probele de excepție din col. 13)

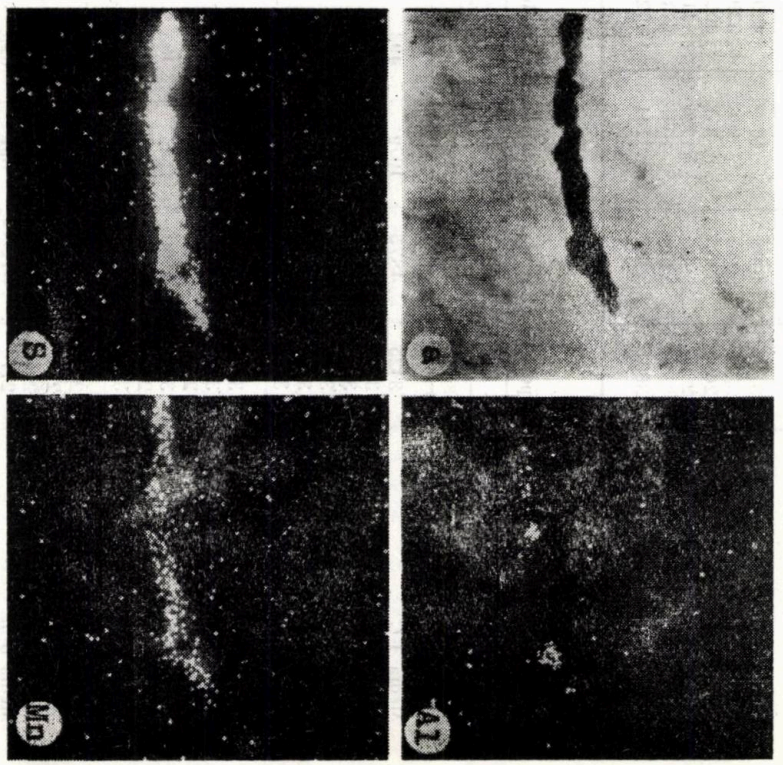


Fig. 8. Incluziune de sulfură de mangan, cu oxizi de Al (alipiți sau înglobați), în oțelul *B* (șarja *1*); *a*-imagine de compoziție, celelalte imagini: repartiția Al, S, Mn (liniile *Kα*), mărire × 600

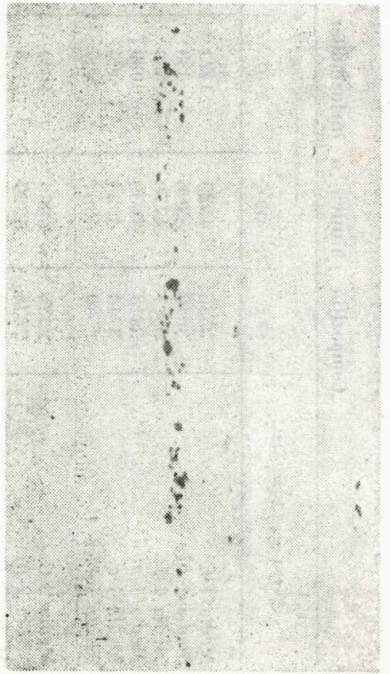


Fig. 7. Șiruri de oxizi fini și grosieri (în paralel cu șiruri de sulfuri fine) în oțelurile *B* și *C* (șarjele *2* și *7*); (neatacat, × 100)

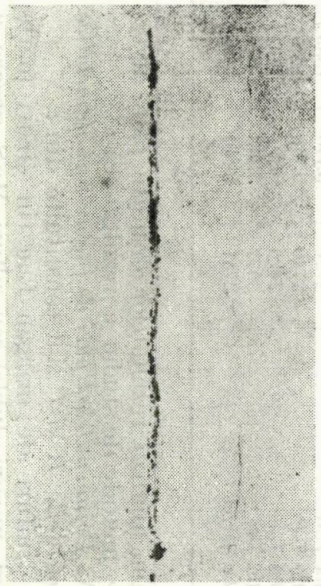
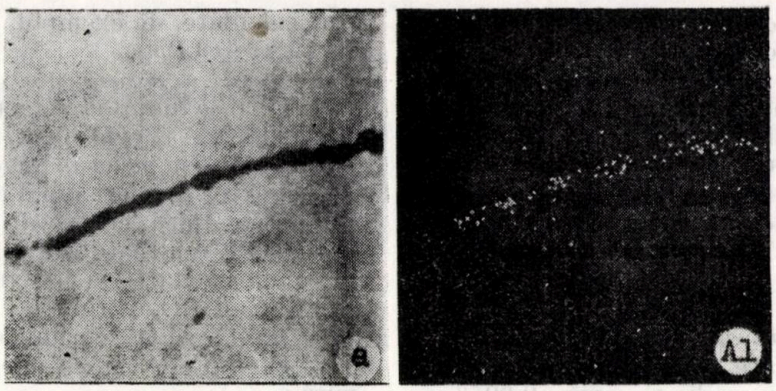


Fig. 9. Șiruri compacte de oxizi (ca o fisură în material) și oxizi izolați în șiruri duble, însoțite de șiruri simple sau duble de sulfuri fine, observate în oțelul *C* (șarja *7*) — a se compara cu figurile 10, 11, 12 (neatacat, × 100)



Fi. 10. Şir compact de oxizi de Al, observat în oţelul *C* (şarja 7):
a – imaginea de compoziţie; Al – repartiţia Al (linia K_α), mărire × 600

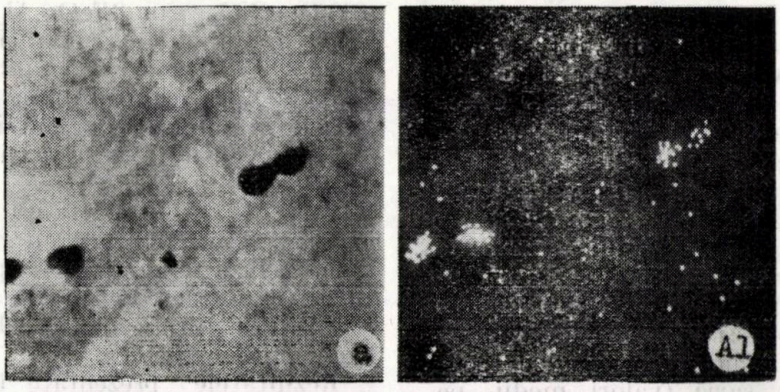


Fig. 11. Şiruri de oxizi de Al (globulari, izolaţi) în oţelul *C* (şarja 7):
a – imaginea de compoziţie; Al – repartiţia Al (linia K_α), mărire × 600

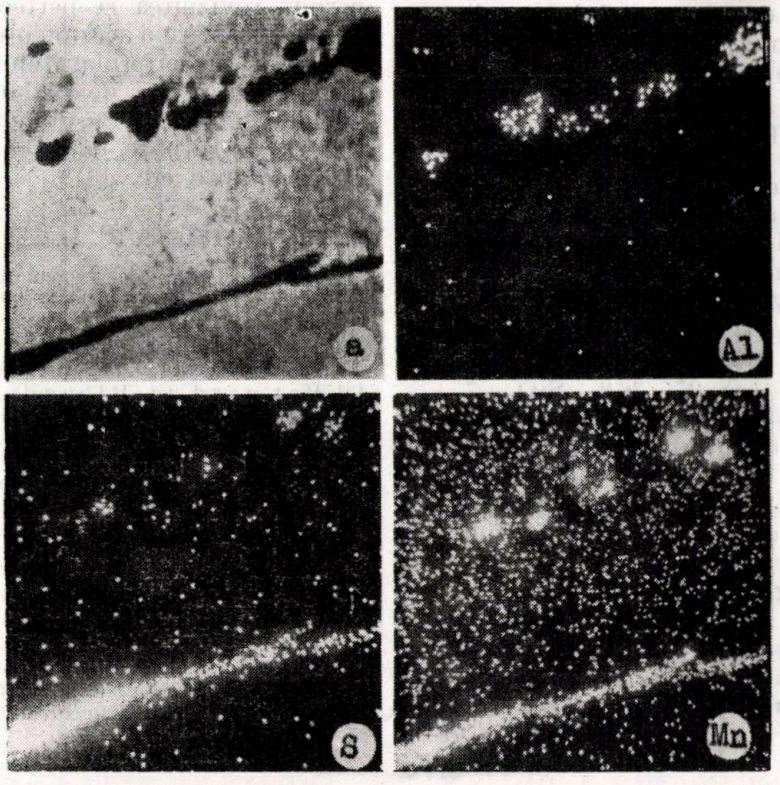


Fig. 12. Şiruri paralele de incluziuni de sulfuri de Mn, cu şiruri de incluziuni complexe din sulfuri de Mn şi oxizi de Al, în oţelurile *B* şi *C* din şarjele *1*, *2* şi *7*:
a – imagine de compoziţie; celelalte imagini: repartiţia Al, S, Mn (liniile K_α), mărire × 600

B. *Repartiția pe clase dimensionale a incluziunilor nemetalice*, determinată la QTM—720 (tab. 3) a arătat că :

— 74—79% din incluziuni au dimensiunile de de 0—4 μm (excepție șarja *2* — cuptor E3 cu 89% și șarja *6* — cuptor E2 cu numai 66%);

— circa 18—23% sînt în domeniul 4—16 μm;

— 1—2% în domeniul 16—32 μm și maximum 1% au 32—64 μm (excepție șarja *6* — cuptor E2 cu 30% între 4 și 16 μm și 3,5% pînă la 64 μm).

C. *Conținutul mediu de incluziuni oxidice* determinat prin separare chimică din probele solide de oțel a fost în medie pe șarjă : 0,0076—0,0091% — pentru oțelul *B* și 0,0071—0,0087% — pentru oțelul *C* (excepție șarja *6* cu 0,0112%).

S-a remarcat buna concordanță între punctajul dat după STAS 5949—80 pe tipuri de incluziuni și datele obținute la QTM pentru aria medie (%) ocupată de incluziunile nemetalice și pentru indicele M—SEP.

D. *Repartiția incluziunilor oxidice* extrase din oțel este foarte neuniformă de la o probă la alta — indiferent de marca oțelului și de numărul șarjei —fapt remarcat și din analiza la microscopul optic și la QTM a probelor de oțel „in situ". În figurile 4 și 5 este evidentă dispersia neuniformă a incluziunilor oxidice, pentru fiecare lingou și șarjă (valori medii pe secțiunea margine — centru țaglă sau pe înălțimea lingoului). Rezultă că în medie (pe lingou sau șarjă), indiferent de marca oțelului studiat, cel mai mare conținut de incluziuni oxidice se găsește în treimea mijlocie a lingoului (mai spre picior), iar în secțiunea transversală — — aproape fără excepție — conținutul maxim de incluziuni se află în probele din centrul țaglelor. Se menționează că în șarja *5* — oțel *C* s-au observat retasuri în probele de oțel prelevate din centrul țaglelor rezultate din jumătatea superioară a lingoului.

E. *Analiza chimică spectrală a incluziunilor oxidice* extrase din oțel (tab. 2, *a* și 2, *b*) a arătat că în oțelurile *B* și *C* oxizii sînt constituiți din 47—56% Al_2O_3, cca 27—36% SiO_2, 7—12% Fe_2O_3 și 5—7% MgO (excepție fac șarjele elaborate în cuptorul E2, care conțin Fe_2O_3 peste 14%) — slab CaO (cca 1,2% în șarja *6* — cuptor E2) și TiO_2 (1,7% în șarja *1*). Pentru compararea compoziției incluziunilor oxidice din marginea și centrul țaglelor (*m*, *c*) luate din țaglele de la cap, mijloc și picior lingou (*C*, *M*, *P*), în tabelele 2, *a* și 2, *b* se dau valorile *Cm*, *Cc*, ..., *Pm*, *Pc* alcătuite ca probe medii din toate reziduurile extrase din probele de oțel ce au respectiva poziție în cele trei lingouri din șarjă. Mediile 1*m*, 1*c* ... , 7*m*, 7*c* sînt calculate, de exemplu, ca : $1m = 1/3\ (1Cm + 1Mm + 1Pm)$.

F. *Analiza mineralogică a incluziunilor oxidice* extrase din oțel, efectuată prin difracție de raze X, a evidențiat prezența în probele de la capul și piciorul lingourilor (probe medii pe cele trei lingouri din fiecare șarjă) a următorilor compuși cristalini :

— Al_2O_3 (cu toate stările alotropice), cea mai mare intensitate în diagramele de difracție avînd $\alpha - Al_2O_3$ corindon;

— $MgO \cdot Al_2O_3$, cu linii de intensitate mică;

— $FeO \cdot Fe_2O_3$ și $\alpha - Fe_2O_3$, cu intensitate mică;

— combinații ale SiO_2 cu MgO (enstatit, forsterit), cu MnO (ca $MnO \cdot SiO_2$), cu FeO (ca $2FeO \cdot SiO_2$ sau $3FeO \cdot Al_2O_3 \cdot 3SiO_2$) și cu Al_2O_3 (ca mulit) și chiar silicați complecși cu MgO + CaO, toate în cantități foarte slabe;

— TiO_2 în cantități foarte slabe numai în șarjele în care analiza chimică spectrală a evidențiat cantități mai mari (de exemplu în șarjele *2*, *7* și *10*).

Prezența și intensitatea relativă a acestor compuși sînt în acord cu rezultatele obținute prin analiza microscopică pe tipuri de incluziuni (la microscopul optic și microsonda electronică) și prin analiza chimică spectrală a incluziunilor oxidice.

Rezultatele prezentate în această lucrare, corelate cu condițiile de elaborare și turnare a mărcilor și șarjelor de oțel cercetate [6] au permis revizuirea și perfecționarea tehnologiilor de realizare a acestor oțeluri, cu respectarea strictă a prescripțiilor tehnologice privin dîndepărtarea zgurei de oxidare, timpul de menținere și temperatura oțelului în oală, durata (viteza) de turnare, folosirea corectă a prafurilor termoizolante etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ekerot, S. *Comportarea incluziunilor de silicați în oțel în timpul prelucrării la cald.* În : Scand. J. Metallurgy, 1974, nr. 3, p. 21—27.

[2] Kiessling, R. și Lange, K. *Incluziuni nemetalice în oțel.* Londra, The Metals Society, 1978.

[3] Bernard, G., Riboud, P. V. și Urbain, G. *Studiul plasticității incluziunilor de oxizi.* Raport IRSID RE 776. În : Revue de Métallurgie—C.I.T., Franța, nr. 5, 1981, p. 421—434.

[4] Faulring, G. M. și Ramalingam, S. *Incluziunile oxidice și uzura uneltelor de prelucrare.* În : Metallurgical Transactions (A), S.U.A., 1978, vol. 10A, noiembrie, p. 1781—1768.

[5] Shiraiwa, T., Fujino, N. și Matsuno, F. *Proprietățile incluziunilor nemetalice.* În : Sumitomo Search, Japonia, nr. 11, 1974, p. 85—100.

[6] Ionescu, C., Păsărică, V. și colab. *Metode calitative și cantitative de cercetare a incluziunilor nemetalice în oțelurile pentru rulmenți și construcții.* Cercetări Metalurgice, ICEM, București, vol. 20, 1979, p. 165—203.

Ing. I. Butnariu, ing. E. Berceanu,
ing. D. Zamfirescu, ing. Maria Nicolae,
Institutul politehnic — București
ing. G. Crudu, ing. V. Mîndru,
I.U.C. „Griviţa Roşie" — București
ing. V. Lipovan
M.I.C.M.

Cercetări şi experimentări privind tehnologiile de elaborare şi turnare a unor oţeluri înalt aliate, realizate în cuptoare electrice cu inducţie

CZ : 669.15–194.3 : 621.365.5

Cercetările experimentale care fac obiectul acestei lucrări au urmărit stabilirea unor tehnologii de elaborare şi turnare pentru unele oţeluri înalt aliate pe bază de Cr, Ni în vederea asimilării lor în procesul de fabricaţie.

Experimentările semiindustriale şi industriale au vizat următoarele direcţii de cercetare :

— raţionalizarea regimului de lucru la cuptorul electric cu inducţie ;

— raţionalizarea regimului tehnologic ;

— asimilarea tehnologiei de fabricaţie a unor oţeluri înalt aliate.

Oţelurile luate în studiu şi compoziţia lor chimică sînt prezentate în tabelul 1.

Abaterile de la compoziţia chimică sînt admise, la principalele elemente Cr şi N, în limitele de $\pm 0{,}2\%$, respectîndu-se condiţia de Cr şi Ni echivalent pentru aşa-zisa „echilibrare a compoziţiei chimice".

Produsele forjate şi tratate termic din oţelul 10NiCr180 pot fi folosite la construcţii sudate indiferent de grosime, la construcţia utilajelor din industriile petrolieră, petrochimică şi chimică, în special pentru medii de HNO_3 şi îngrăşăminte azotoase, în industria uşoară şi alimentară, pentru vase de depozitare şi transport. Oţelul este rezistent la coroziunea intercristalină, la o utilizare de durată pînă la temperatura de 400°C.

Oţelul 10MoNiCr180, datorită stabilizării cu titan, poate fi folosit indiferent de grosime în construcţii sudate, avînd rezistenţă la coroziunea intercristalină, la utilizarea de durată pînă la temperaturi de 400°C.

Se utilizează în industria chimică la instalaţii pentru producerea acizilor organici şi anorganici, cu excepţia celor care au agenţi puternic oxidanţi (NO_3), în instalaţii pentru producerea sărurilor, în industria petrochimică, industria celulozei, textilă, industria farmaceutică, industria coloranţilor, la transportul şi depozitarea produselor chimice.

Datorită conţinutului de molibden, acest oţel are, în comparaţie cu oţelul 10NiCr180, rezistenţă sporită la coroziunea unor acizi (acetic, fosforic, sulfuric, tartric) şi rezistenţă sporită la coroziunea prin puncte a mediilor clorurante. Are sudabilitate bună prin toate procedeele, cu excepţia sudării cu flacără.

Oţelul G-X7 CrNiNb18 9 este destinat pieselor turnate pentru industriile alimentară, textilă şi papetărie. Are sudabilitate bună şi nu este magnetizabil.

Oţelul X7CrAl13 este feritic şi se livrează sub formă de table, benzi, bare, sîrme, ţevi şi semifabricate pentru forjare. Avînd o rezistenţă bună la hidrogen, hidrogen sulfurat, gaze sulfuroase, apă, abur, acizi slab oxidanţi şi leşii diluate (nu se garantează rezistenţa la coroziune nici în stare de livrare şi nici sudată), este un oţel specific pentru industria petrolieră şi petrochimică, putînd fi folosit la amenajările interioare ale utilajelor din instalaţiile de cracare. La conţinuturi de pînă la 13% Cr nu este sensibil la fenomenul de fragilitate la 475°C.

În general are o sudabilitate bună. Deformarea la rece (min. 20°C) este posibilă doar pentru deformări uşoare şi grosimi reduse de material ($\leqslant 5$ mm).

La deformări puternice şi grosimi mai mari, este necesară o preîncălzire la 200—400°C.

Pentru oţelurile prezentate se impun anumite prescripţii în privinţa compoziţiei chimice, a caracteristicilor mecanice la 20°C şi la cald şi a caracteristicilor fizice în vederea deformării la cald, cu specificaţia ca acestea să corespundă produselor forjate cu un coroiaj de minimum 3.

Tabelul 1

Marca oţelului	Compoziţia chimică, %										
	C	Si max.	Mn max.	Cr	Ni	Mo	Ti	P max.	Si max.	Al	Nb
10NiCr180	$\leqslant 0{,}10$	1,00	2,00	17,00–19,00	9,00–11,50	—	$5\times\%C$	0,045	0,030	—	—
10MoNiCr180	$\leqslant 0{,}10$	1,00	2,00	16,50–18,50	10,50–13,50	2,00–2,50	$5\times\%C$	0,045	0,030	—	—
X7CrAl13	$\leqslant 0{,}08$	1,00	1,00	12–14	—	—	—	0,045	0,030	0,10–0,30	—
G-X7CrNiNb18.9	$\leqslant 0{,}08$	1,50	1,50	17,5 –20,00	9–11	—	—	0,045	0,030	—	$\geqslant 8\times\%C$

Tabelul 2

Marca oţelului	Starea	Limita de curgere, $R_{0,2}$, daN/mm²	Rezistenţa la tracţiune, R_m, daN/mm²	Alungirea la rupere, A_5, %		Duritatea, HB
				L	T	
10NiCr180	austenitizat	min. 20,5	50,0—75,0	min. 35	min. 26	130—190
10MoNiCr180	austenitizat	min. 22,5	50,0—75,0	min. 40	min. 30	130—190
X7CrAl13	recopt îmbunătăţit	min. 25,0 min. 40,0	45,0—65,0 55,0—70,0	min. 20 18*	min. 15 13**	130—180 160—210
G-X7CrNiNb18.9	călit şi detensionat	17,7	44,0—64,0	20*	30**	130—200

L — longitudinal
T — transversal

* — turnat în formă;
** — turnat centrifugal

De asemenea, aceste oţeluri trebuie să fie rezistente la coroziunea intercristalină în medii agresive tipice industriei chimice şi petrochimice.

În tabelul 2 se prezintă principalele caracteristici mecanice la 20°C.

În urma experimentărilor efectuate în cuptorul electric cu inducţie de 75 kg şi a celui de 1 t de medie frecvenţă s-a acordat o mare atenţie caracteristicilor constructive şi de exploatare ale agregatului de elaborare, deoarece acestea prezintă un interes deosebit din punct de vedere al regimului termic şi al posibilităţilor de conducere a elaborării. După cum este cunoscut, în cazul cuptorului electric cu inducţie disponibilităţile tehnologice de a influenţa procesul de elaborare sînt limitate, existînd totuşi unele modalităţi de a interveni în proces, ca de exemplu — pregătirea încărcăturii, operaţie tehnologică ce trebuie pusă în directă corelaţie cu caracteristicile dimensionale ale creuzetului.

În ceea ce priveşte conducerea regimului termic la cuptorul electric cu inducţie, aceasta este direct condiţionată de conducerea electrică a cuptorului.

În experimentările efectuate s-a avut în vedere urmărirea unor parametri funcţionali în vederea stabilirii unui regim electric raţional, care să influenţeze favorabil asupra procesului tehnologic de elaborare şi turnare a oţelurilor din prezenta cercetare.

Parametrii urmăriţi au fost:
— durata topirii;
— durata şarjei;
— consumul de energie;
— durabilitatea căptuşelii refractare;
— productivitatea agregatului de elaborare;
— supraîncărcarea cuptorului.

Pentru a determina posibilităţile de a interveni în desfăşurarea proceselor de elaborare şi turnare a oţelurilor menţionate, a fost necesar să se facă o comparaţie între caracteristicile tehnice ale instalaţiei experimentale cu capacitatea de 1 t şi cele similare prezentate în literatura de specialitate. Au rezultat următoarele aspecte:

— cuptorul, fiind echipat cu un generator puternic, dă posibilitatea să se lucreze într-un regim termic intensiv;

— consumul specific de energie electrică indicat fiind de 640 kWh/t pentru temperaturi de 1 600°C demonstrează că se pot elabora oţeluri înalt aliate, fără a depăşi limitele de performanţă ale agregatului;

— productivitatea agregatului fiind de 800 kg/h este mai mare decît a celor similare, ceea ce reprezintă o performanţă.

În urma experimentărilor s-a ajuns la concluzia că puterea consumată este în strînsă legătură cu gradul de pregătire a încărcăturii metalice — factor tehnologic cu pondere mare asupra regimului electric.

S-a constatat că regimul de puteri la cuptorul electric cu inducţie de 1 t a variat aleator ca şi succesiunea valorilor de tensiune şi de intensitate ale curentului electric şi, implicit, a factorului de putere.

Acest regim aleator a explicat şi durata variabilă a topirii şi a şarjei în ansamblu.

Experimentările au demonstrat că parametrii electrici evoluează diferit nu numai la şarjele cu încărcătură diferită din punct de vedere al pregătirii, dar şi la şarjele care au fost pregătite aproape la fel. Acest lucru trebuie pus în corelaţie directă cu inconstanţa în pregătirea şarjelor şi în conducerea elaborării, atît din punct de vedere al procesului metalurgic în sine, cît şi al regimului electric şi termic pe care acesta îl determină.

Din analiza şarjelor experimentale elaborate au rezultat:

a) la şarjele la care s-au folosit puteri inductive mici atît la pornire, cît şi pe parcursul elaborării, cu evoluţii aleatoare, s-au constatat:

— utilizarea unui factor de putere scăzut în cea mai mare parte a duratei de elaborare, ceea ce a făcut ca instalaţia să funcţioneze în afara valorilor de performanţă;

— prelungirea duratei topirii (60—140 min), deci şi a duratei şarjei, care a condus la mic-

șorarea productivității cuptorului și la scăderea durabilității căptușelii refractare, concomitent cu creșterea consumului de energie electrică (630—850 kWh/t);

— pregătirea încărcăturii și modul de așezare în creuzet nu au fost întotdeauna corespunzătoare;

b) la șarjele la care s-a utilizat un nivel ridicat al puterii inductive (la nivelul de performanță al instalației) în mod constant, pentru fiecare fază a procesului s-au constatat:

— folosirea unui factor de putere la nivelul performanțelor instalației (0,8—0,95);

— o durată minimă a întregului proces de elaborare (45 min), deci un consum specific de energie minim și favorizarea procesului metalurgic propriu-zis.

Datorită necesității de a asigura condiții specifice elaborării care să conducă la arderi scăzute ale elementelor de aliere, la omogenitate chimică ridicată, conținut scăzut de gaze și incluziuni nemetalice, este evident că regimului termic și deci regimului electric de care acesta depinde a trebuit să i se acorde o atenție deosebită, ceea ce a determinat stabilirea unui regim electric optim care să asigure funcționarea rațională a instalației.

Pentru stabilirea tehnologiei de fabricație a oțelurilor prezentate, au fost urmăriți și analizați următorii factori tehnologici:

— structura încărcăturii;
— pregătirea încărcăturii;
— conducerea topirii;
— conducerea elaborării;
— conducerea turnării.

Structura încărcăturii

În cursul experimentărilor au fost utilizate cîteva variante de încărcături:

a) încărcături compuse din deșeuri aliate și feroaliaje cu conținut scăzut de carbon pentru corecție;

b) încărcături compuse din oțel extramoale (fier Armco) cu max. 0,03% C și feroaliaje cu conținut de carbon între 0,06 și 0,15%.

S-a constatat că abaterile de la structura încărcăturii, atît în ceea ce privește componența ei, cît și a greutății totale, au avut urmări nefavorabile asupra mersului procesului de elaborare și turnare.

Astfel abaterile de la cotele fixate pentru diferitele materiale metalice în șarjă au condus la variații în compoziția chimică a băii metalice la topire, care s-au reflectat nefavorabil în:

— conducerea nesigură a elaborării după topire;

— utilizarea unor cantități diferite de feroaliaje pentru corectarea compoziției chimice, deci consumuri specifice de feroaliaje diferite, reflectate în mod diferit în cadrul costului de fabricație;

— dificultăți în stăpînirea arderilor elementelor de aliere pentru un calcul corect al șarjei. Astfel, arderile au variat:

— pentru Si, Mn între 10 și 30%;
— pentru Fe între 1 și 2%;
— pentru C între 5 și 15%;
— pentru Cr între 5 și 15%;

— variații ale compoziției chimice finale și abateri de la compoziția chimică finală pentru o serie de șarje; abaterile de la analiza chimică prescrisă au fost prezente la un număr mic de șarje în cazul folosirii încărcăturii din fier vechi curat nealiat și feroaliaje.

Abaterile de la greutatea totală prescrisă pentru încărcătura metalică au condus la următoarele aspecte:

— conducerea elaborării cu puteri absorbite diferite; puterea absorbită este influențată mai pronunțat de gradul de umplere a creuzetului în cazul topirii încărcăturilor aliate.

În figura 1 se prezintă variația puterii absorbite cu înălțimea băii metalice:

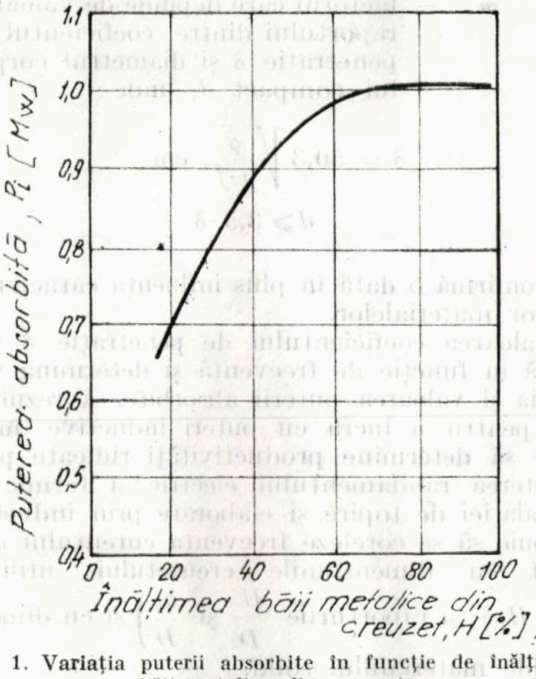


Fig. 1. Variația puterii absorbite în funcție de înălțimea băii metalice din creuzet

— gradul de supraîncărcare determină direct gradul de umplere a creuzetului. La șarjele la care s-a lucrat cu grad de supraîncărcare s-au observat:

— variații pronunțate ale consumurilor energetice;

— durate diferite de topire și elaborare care influențează direct productivitatea.

Pe baza corelațiilor dintre gradul de supraîncărcare și durata șarjei și dintre gradul de supraîncărcare și consumul specific de energie electrică, în urma experimentărilor s-a stabilit că pentru cuptoarele electrice cu inducție nu este indicat să se lucreze cu supraîncărcare.

Pregătirea încărcăturii

Acest factor tehnologic joacă un rol esențial la elaborarea oțelurilor în cuptoarele electrice cu inducție. La pregătirea încărcăturii trebuie să se țină seama de : compunerea încărcăturii, încărcarea și așezarea corespunzătoare a materialelor metalice în cuptor, gradul de supraîncărcare, preîncălzirea încărcăturii, uscarea feroaliajelor folosite.

Plecînd de la relația de dependență, utilizabilă în cazul corpurilor compacte, dintre mărimea puterii induse, inducția magnetică, caracteristicile materialelor și dimensiunile bucăților metalice :

$$P_i = 1{,}987 \cdot 10^{-9} \cdot H^2 \cdot m \sqrt{\rho \cdot \mu \cdot f}, \quad \text{kW/cm}^2$$

unde : H este intensitatea cîmpului magnetic, Henry ;

ρ — rezistivitatea, Ω mm^2/m ;

f — frecvența, Hz ;

μ — permeabilitatea magnetică, H/m ;

m — factorul care depinde de valoarea raportului dintre coeficientul de penetrație δ și diametrul corpului compact d, unde :

$$\delta = 50{,}3 \sqrt{\frac{\rho}{\mu \cdot f}}, \text{ cm}$$

$$d \geqslant 3{,}5 \cdot \delta$$

se confirmă o dată în plus influența caracteristicilor materialelor.

Valoarea coeficientului de penetrație δ variază în funcție de frecvență și determină variația și valoarea puterii absorbite. A rezultat că, pentru a lucra cu puteri inductive mari care să determine productivități ridicate prin creșterea randamentului electric și termic al instalației de topire și elaborare prin inducție, trebuie să se coreleze frecvența curentului utilizat cu dimensiunile creuzetului utilizat $\left(D,\ H, h_b \text{ și raporturile } \frac{H}{D} \text{ și } \frac{h_b}{D}\right)$ și cu dimensiunile materialului solid.

În general raportul dintre dimensiunile bucăților de material metalic compact d și coeficientul de penetrație trebuie să crească pentru a asigura la frecvența utilizată absorbirea unei puteri inductive cît mai ridicate.

Avînd în vedere dimensiunile profilului interior al instalației utilizate la experimentări și în urma analizelor efectuate, s-a recomandat ca dimensiunile optime la care trebuie să fie debitat materialul metalic provenit din deșeurile proprii să aibă secțiunea pătrată cu latura de 60—70 mm și lungimea de 250—300 mm.

Aceste dimensiuni satisfac convenabil și valoarea unui alt factor specific pregătirii materiilor prime folosite în încărcătura metalică, și anume raportul $\frac{S}{V}\left(\frac{\text{suprafața bucăților de material metalic din încărcătură}}{\text{volumul bucăților de material metalic din încărcătură}}\right)$.

La utilizarea deșeurilor din tablă, în afara raportului $\frac{S}{V}$ interesează și greutatea volumetrică a bucăților de material, deoarece de acest parametru depinde compactitatea încărcăturii metalice în cuptor.

Totodată, la alcătuirea încărcăturii metalice trebuie să se țină seamă de compoziția chimică a materialelor, nu numai în privința elementelor de aliere, ci și în privința conținutului de C, P, S.

S-a stabilit să nu se introducă în încărcătură materiale cu $\%C > 0{,}10\%$, materialele să fie uscate și preîncălzite la 850—900°C, să fie încărcate o singură dată pentru îmbunătățirea randamentului cuptorului și scurtarea duratei topirii.

Din cercetările proprii efectuate au rezultat o serie de concluzii privind utilitatea unor variante de încărcătură, conducerea proceselor de topire, elaborare și turnare, precum și condițiile de exploatare rațională a cuptoarelor electrice cu inducție pentru elaborarea oțelurilor prezentate.

A rezultat că varianta de încărcare fier vechi curat nealiat și feroaliaje este cea mai indicată, datorită următoarelor avantaje :

— posibilități mai bune de pregătire a încărcăturii și caracteristici constante ale acesteia ;

— control exact al compoziției chimice a băii metalice la topire și evitarea abaterilor datorită sortării necorespunzătoare a materialelor metalice din încărcătură ;

— conducerea topirii prin regimul electric (și implicit termic) în limite strînse, favorabile procesului ;

— evitarea prelungirii șarjei prin prelungirea topirii ;

— realizarea unor arderi mai mici ale elementelor de aliere, controlabile în limite mai strînse și pe ansamblu disponibilități clare de încadrare cu ușurință în limitele prescrise pentru analiza chimică ;

— omogenitate chimică și de temperatură mai ridicate ;

— consumuri energetice apropiate de consumul optim, care la instalația industrială de 1 t au variat între 760 și 810 kWh/t.

În urma experimentărilor industriale, ținînd seamă de încărcătura disponibilă, de programul de fabricație, de nivelul de calificare al personalului de execuție, s-a considerat ca rațional regimul de lucru cu o putere inițială de 80—100 kW. Pentru topirea încărcăturii

metalice, indiferent de varianta adoptată (deşeuri aliate sau fier vechi nealiat şi feroaliaje), este raţional să se plece cu tensiunea de 600V, timp de 15—20 min, după care să se lucreze cu tensiunea de 700—750 V pînă la terminarea topirii.

Intensitatea curentului la topire, care variază în funcţie de calitatea materialului metalic, trebuie să fie de 80—120 A.

Factorul de putere care depinde de intensitatea curentului electric de excitaţie trebuie să varieze la început între 0,7 şi 0,8 pentru ca apoi să crească pînă la valori de 0,8—0,95. Se ştie că un factor de putere bine ales influenţează şi consumul de energie.

Durata medie a topirii trebuie să fie de 25—35 min, iar durata şarjei, de 45—55 min.

Se ştie că regimul de lucru al agregatului de elaborare influenţează:

— productivitatea;

— consumurile specifice (în mod deosebit consumul energetic);

— calitatea oţelului elaborat.

În urma experimentărilor s-au făcut următoarele propuneri pentru raţionalizarea regimului de lucru:

— valorificarea mai bună a caracteristicilor electrice ale cuptorului electric cu inducţie prin pregătirea şi aşezarea corespunzătoare (cît mai compactă) a încărcăturii metalice;

— raţionalizarea regimului de puteri pe parcursul elaborării şarjelor care are ca efect scăderea duratei şarjelor, deci implicit creşterea productivităţii instalaţiei de topire, scăderea consumului specific de energie şi creşterea durabilităţii zidăriei refractare;

— respectarea unui regim electric controlabil prin nivelul de puteri şi al mărimilor electrice fundamentale, care să asigure condiţiile tehnologice necesare elaborării şi turnării unor oţeluri de calitate;

— stabilirea gradului de umplere a creuzetului, care să asigure realizarea unor productivităţi ridicate cu consumuri energetice minime;

— corelarea regimului electric cu caracteristicile încărcăturii metalice utilizate la cuptorul electric cu inducţie, în vederea asigurării regimului termic adecvat tehnologiei de lucru, pentru a se putea controla în limite mai strînse arderile elementelor de aliere;

— raţionalizarea regimului electric în vederea asigurării unui regim termic intensiv, necesar elaborării oţelurilor luate în studiu indiferent de varianta tehnologică utilizată.

Cercetările şi experimentările au fost finalizate prin întocmirea normelor tehnologice de elaborare şi turnare a oţelurilor studiate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cosneanu, N., Covacevici, V., Dumitrescu, V. şi Vincenz, C. *Elaborarea aliajelor de turnătorie în cuptoare electrice prin inducţie.* Bucureşti, Editura tehnică, 1974.

[2] Rău, A. şi Tripşa, I. *Metalurgia oţelului.* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1973.

Influența efectului Bauschinger și a regimului de reduceri parțiale la deformarea plastică a oțelului 8Cr170

Ing. Doina Răducanu,
ing. Mihaela Isac
I.P.B.
ing. I. Nedelcu
ICEM

CZ : 539.374 : 539.4/.5

Efectul Bauschinger este prezent în toate cazurile în care se aplică o succesiune de cel puțin două deformări plastice la rece în sensuri opuse [5]; apare atît la deformarea plastică a monocristalelor, cît și a materialelor policristaline, avînd efecte majore în aliaje conținînd particule durificatoare de faze secundare.

Efectul Bauschinger poate fi definit și ca diferența între proprietățile de rezistență ale unui material deformat plastic pe aceeași direcție, alternativ în sensuri opuse față de deformarea pe aceeași direcție într-un singur sens.

Poate fi definit și ca diferența dintre proprietățile de plasticitate ale unui material supus deformării plastice, fără schimbarea sensului de deformare și cu schimbarea sensului de deformare, cînd gradul de reducere totală și reducerile parțiale sînt aceleași.

Efectul Bauschinger definit ca scăderea proprietăților de rezistență la deformarea plastică, în condițiile prezentate mai sus, este determinat de natura și magnitudinea tensiunilor interne produse prin deformare plastică la rece, crearea și deplasarea dislocațiilor în timpul deformării plastice la rece și apariția sau nu a unor tensiuni suplimentare determinate de existența unor particule de faze secundare în calea deplasării dislocațiilor [1]—[4].

Pentru a obține o completă definire a efectului Bauschinger se recomandă și estimarea parametrului Bauschinger [5], [6], [8], [9]:

$$B = \frac{\text{tensiune măsurată}}{\text{tensiune aplicată}} = \frac{\sigma_m}{\sigma_a} \qquad (1)$$

Determinări experimentale

Determinările experimentale au fost efectuate pe probe din oțel 8 Cr170, conform STAS 3583/80, cu 0,1 %C ; 0,9 %Si ; 0,9 %Mn ; 16,5 %Cr.

S-au utilizat probe cu dimensiuni 4,6 ×20 × ×120 mm. Probele au fost laminate la rece pe un laminor cu diametrul cilindrilor de 280 mm, urmărindu-se două scheme de laminare.

Datele referitoare la schemele de laminare sînt prezentate în tabelul 1.

Pentru cele două scheme de laminare, distribuția reducerilor parțiale urmărește aceeași curbă. Laminarea probelor după prima schemă se face într-un singur sens (varianta *I*), iar după a doua schemă, alternativ în sensuri opuse (varianta *II*) [7].

Tabelul 1

Proba nr.	h_i, mm	Varianta *I*			Varianta *II*		
		εp, %	εt, %	h_f, mm	εp, %	εt, %	h_f, mm
0	4,6	—	—	—	—	—	—
1	4,6	10,90	10,90	4,1	10,87	10,87	4,1
2	4,6	14,60	23,90	3,5	19,50	28,30	3,3
3	4,6	14,30	34,80	3,0	15,15	39,10	2,8
4	4,6	6,67	39,10	2,8	3,57	41,30	2,7
5	4,6	7,80	50,00	2,3	14,80	50,00	2,3
6	4,6	8,60	54,30	2,1	13,00	56,50	2,0
7	4,6	—	—	—	—	—	—

Deformarea se realizează cu grade de reducere totală, egale pentru cele două variante și folosind același număr de treceri.

Pentru toate probele deformate plastic s-au determinat următoarele caracteristici mecanice : R_m — rezistența la rupere ; HV — duritatea ; A_5 — alungirea ; Z — gîtuirea.

Pe aceleași probe s-a determinat densitatea de dislocații [1], [3], folosindu-se un difractometru avînd ca principiu metoda cristalului rotitor.

S-a lucrat cu radiație Mo K_α ($\lambda = 0{,}707$ Å), tensiunea de accelerare fiind de 40 kV, curentul

Tabelul 2

Proba nr.	Varianta *I*				Varianta *II*				
	HV	R_m, N/mm²	A_5, %	Z, %	HV	R_m, N/mm²	A_5, %	Z, %	HV
0	400	—	—	—	400	—	—	—	400
1	480	529	6,6	65,7	450	529	7,0	68,0	460
2	510	604	6,4	63,10	480	618	6,6	64,6	470
3	530	669	6,0	61,2	500	667	6,0	61,2	480
4	570	685	5,8	59,9	530	673	5,6	60,6	490
5	630	719	4,4	58,6	580	712	5,0	59,7	540
6	700	753	3,8	57,8	650	741	4,4	57,9	580
7									630

Tabelul 3, a

Studiu pe planul (110)

Mărimea	Varianta *I*							
Nr. probă	ε_{tot}, %	a, cm²	b, cm²	h, cm	A, cm²	K, cm²	β, cm	ρ, cm^{-2}
0	—	45,622	45,972	17,8	0,350	0,0165	$9,25 \cdot 10^{-4}$	$2,053 \cdot 10^{10}$
1	10,9	45,465	45,778	14,7	0,313	0,0147	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$2,46 \cdot 10^{10}$
2	23,9	45,785	46,103	13,1	0,318	0,0149	$1,14 \cdot 10^{-3}$	$3,14 \cdot 10^{10}$
3	34,8	45,633	45,963	13,4	0,330	0,0155	$1,16 \cdot 10^{-3}$	$3,27 \cdot 10^{10}$
4	39,1	45,749	46,120	14,4	0,371	0,0174	$1,21 \cdot 10^{-3}$	$3,53 \cdot 10^{10}$
5	50	45,771	46,259	18.8	0,488	0,0229	$1,22 \cdot 10^{-3}$	$3,58 \cdot 10^{10}$
6	54,3	45,972	46,575	19,4	0,603	0,0283	$1,46 \cdot 10^{-3}$	$5,10 \cdot 10^{10}$

Tabelul 3, b

Studiu pe planul (110)

Mărimea	Varianta *II*							
Nr. probă	ε_{tot}, %	a, cm²	b, cm²	h, cm	A, cm²	K, cm²	β, cm	ρ, cm^{-2}
0	—	46,013	44,363	7,8	0,350	0,0165	$9,25 \cdot 10^{-4}$	$2,053 \cdot 10^{10}$
1	10,87	46,182	46,488	14,4	0,306	0,0144	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$2,47 \cdot 10^{10}$
2	28,3	46,157	46,517	15,4	0,360	0,0169	$1,1 \cdot 10^{-3}$	$2,92 \cdot 10^{10}$
3	39,1	46,220	46,773	22,4	0,553	0,0260	$1,16 \cdot 10^{-3}$	$3,24 \cdot 10^{10}$
4	41,3	46,180	46,734	21,9	0,554	0,0260	$1,19 \cdot 10^{-3}$	$3,42 \cdot 10^{10}$
5	50	46,243	46,813	22,0	0,570	0,0268	$1,21 \cdot 10^{-3}$	$3,56 \cdot 10^{10}$
6	56,5	46,291	46,591	11,1	0,300	0,0140	$1,27 \cdot 10^{-3}$	$3,84 \cdot 10^{10}$

Tabelul 4, a

Studiu pe planul (220)

Mărimea	Varianta *I*							
Nr. probă	ε_{tot}, %	a, cm²	b, cm²	h, cm	A, cm²	K, cm²	β, cm	ρ, cm^{-2}
0	—	46,587	46,882	16,9	0,295	0,0139	$8,2 \cdot 10^{-4}$	$1,6 \cdot 10^{10}$
1	10,9	46,815	47,212	20,0	0,397	0,0186	$9,32 \cdot 10^{-4}$	$2,08 \cdot 10^{10}$
2	23,9	47,331	47,414	3,5	0,083	0,0039	$1,12 \cdot 10^{-3}$	$3,02 \cdot 10^{10}$
3	34,8	47,442	47,509	2,7	0,067	0,0031	$1,16 \cdot 10^{-3}$	$3,25 \cdot 10^{10}$
4	39,1	47,648	48,125	18,7	0,477	0,0224	$1,20 \cdot 10^{-3}$	$3,47 \cdot 10^{10}$
5	50,0	46,480	46,620	5,4	0,140	0,0066	$1,21 \cdot 10^{-3}$	$3,56 \cdot 10^{10}$
6	54,3	46,527	46,697	6,6	0,170	0,0080	$1,21 \cdot 10^{-3}$	$4,56 \cdot 10^{10}$
7								

Tabelul 4, b

Studiu pe planul (220)

Mărimea	Varianta *II*							
Nr. probă	ε_{tot}, %	a, cm²	b, cm²	h, cm	A, cm²	K, cm²	β, cm	ρ, cm^{-2}
0	—	46,710	47,005	16,9	0,295	0,0139	$8{,}2 \cdot 10^{-4}$	$1{,}60 \cdot 10^{10}$
1	10,87	46,873	46,933	2,6	0,060	0,0028	$1{,}1 \cdot 10^{-3}$	$2{,}07 \cdot 10^{10}$
2	28,3	46,195	46,267	3,1	0,072	0,0034	$1{,}08 \cdot 10^{-3}$	$2{,}85 \cdot 10^{10}$
3	39,1	46,133	46,439	12,5	0,306	0,0144	$1{,}15 \cdot 10^{-3}$	$3{,}16 \cdot 10^{10}$
4	41,3	45,072	45,454	15,1	0,382	0,0180	$1{,}19 \cdot 10^{-3}$	$3{,}39 \cdot 10^{10}$
5	50,0	46,956	47,434	18,8	0,478	0,0220	$1{,}22 \cdot 10^{-3}$	$3{,}54 \cdot 10^{10}$
6	56,5	46,648	47,114	17,4	0,466	0,0220	$1{,}26 \cdot 10^{-3}$	$3{,}78 \cdot 10^{10}$
7								

anodic 10 μA, viteza de deplasare a imprimantei 1 200 mm/h și viteza goniometrului 0,5°/min.

S-a studiat difracția razelor X pe planele (110); (220) pentru unghiurile de difracție $\theta_1 = 20{,}16°$ (110); $\theta_2 = 36{,}96°$ (220).

Rezultatele determinărilor experimentale

Valorile caracteristicilor mecanice și ale calculelor în vederea determinării densității de dislocații sînt prezentate în tabelele 2, 3 *a*, *b*; 4 *a*, *b*, precum și în figurile 1 și 2.

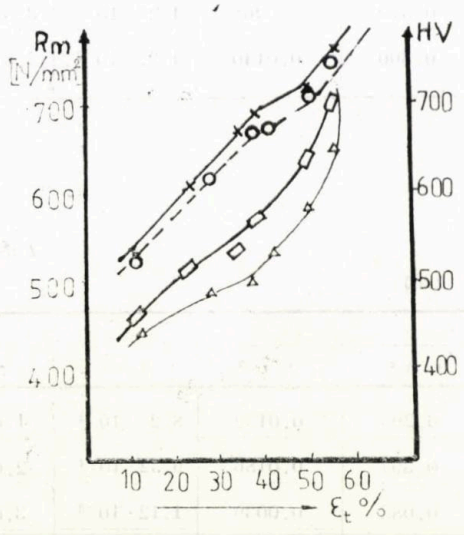


Fig. 1. Rezistența la rupere și duritatea în funcție de gradul de reducere totală pentru variantele *I* și *II*:
× – varianta *I* } Rezistență □ – varianta *I* } Duritate
○ – varianta *II* } Δ – varianta *II* }

Pentru determinarea densității de dislocații s-a utilizat relația:

$$\rho = 2{,}4 \cdot 10^{16}\, \beta^2\ \text{cm}^{-2} \qquad (2)$$

unde:

ρ este densitatea de dislocații;

β — lățimea reală a liniei de difracție.

$$\beta = \frac{K}{h} \qquad (3)$$

$$K = \frac{A}{3} \cdot c \qquad (4)$$

$$A = b - a \qquad (5)$$

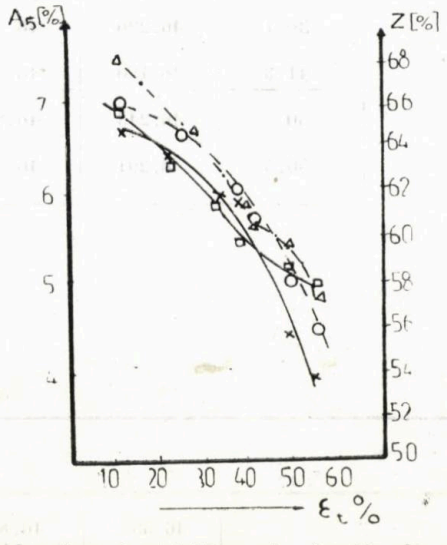


Fig. 2. Alungirea și strictiunea în funcție de gradul de reducere totală pentru variantele *I* și *II*:
× – varianta *I* } Alungire □ – varianta *I* } Strictiune
○ – varianta *II* } Δ – varianta *II* }

unde: h este înălțimea liniei de difracție, măsurată de la mijlocul bazei, cm;

c — coeficientul de corecție dat de aparat, $c = 0{,}141$;

b — citirea pe planimetru după efectuarea măsurătorilor;

a — citirea pe planimetru înainte de măsurare.

Interpretarea rezultatelor și concluzii

Datele furnizate de figurile 1, 2, 3, 4 permit enunțarea următoarelor concluzii : valorile proprietăților mecanice pentru probele deformate în cele două variante sînt influențate atît de sensul laminării, cît și de valorile reducerilor parțiale pe trecere (chiar dacă aceste valori se înscriu pe curbe de aceeași alură).

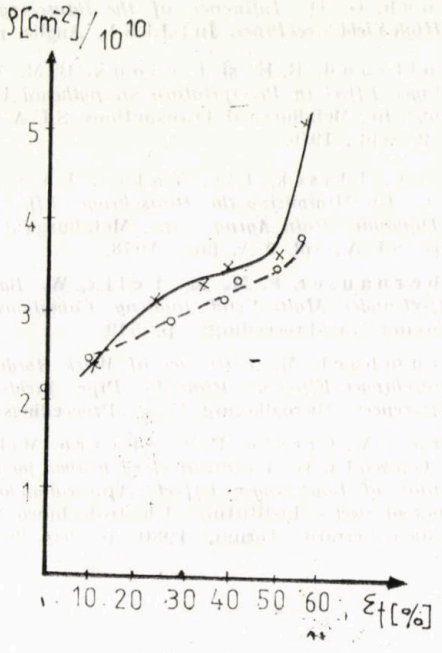


Fig. 3. Densitatea de dislocații pe planul (110) în funcție de gradul de reducere totală pentru variantele *I* și *II* :
× – varianta *I* ; O – varianta *II*

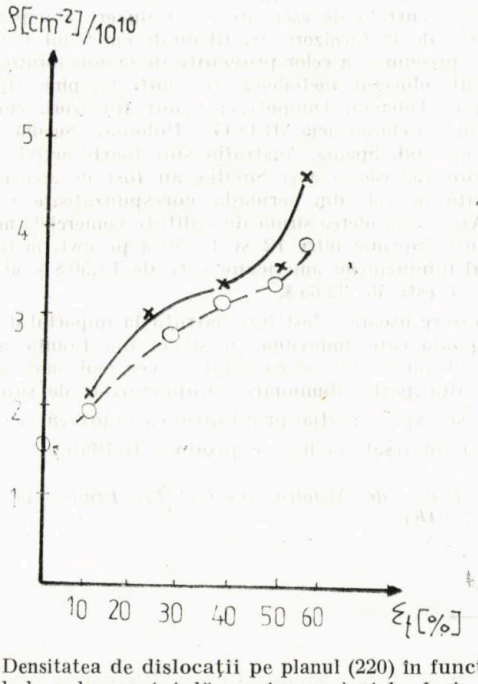
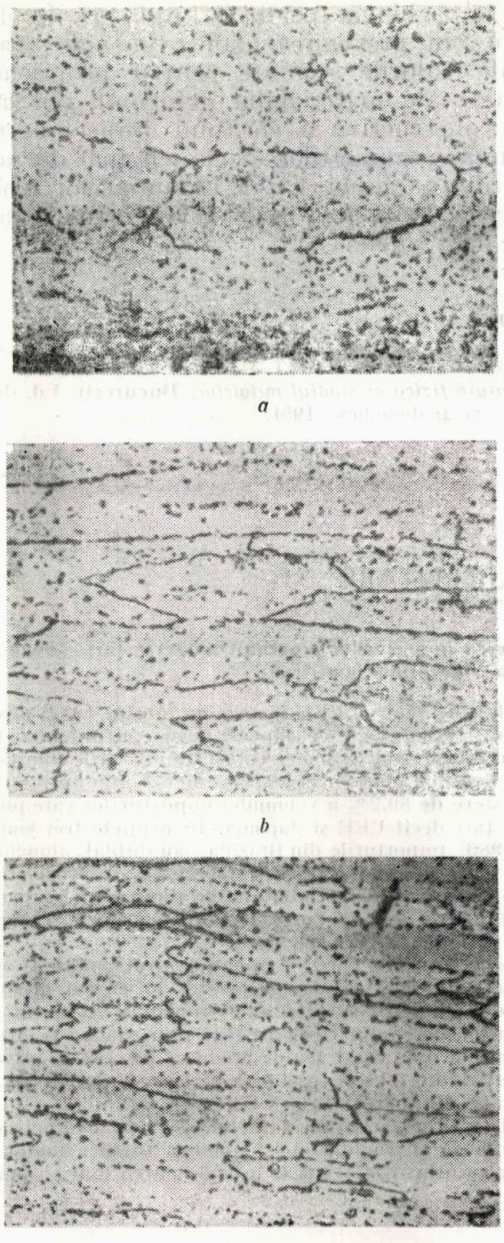


Fig. 4. Densitatea de dislocații pe planul (220) în funcție de gradul de reducere totală pentru variantele *I* și *II* :
× – varianta *I* ; O – varianta *II*

În ceea ce privește influența sensului de deformare se poate constata că laminarea cu schimbarea alternativă a sensului conduce la scăderea valorilor proprietăților de rezistență și duritate și la creșterea valorilor alungirii și rezilienței (fig. 1, și 2); aceleași efecte se obțin și atunci cînd valorile reducerilor parțiale pe trecere sînt mai mari (varianta *II* față de varianta *I*).

Modificările proprietăților mecanice implică modificări structurale la nivelul densității de dislocații. Schimbarea sensului de deformare plastică în varianta *II* atrage după sine micșo-



a

b

c

Fig. 5. Oțel inoxidabil feritic 500 : 1 ; atac NHO_3 electrolitic :
a – laminat la cald și recopt, 770°C ; *b* – laminat la rece, trecerea II, varianta *I* ; *c* – laminat la rece, trecerea II, varianta *II*

rarea valorilor densității de dislocații măsurate atît după planele (110), cît și (220) (fig. 3 și 4.)

Scăderea constantă a proprietăților de rezistență, simultan cu creșterea constantă a proprietăților de plasticitate, probează influența efectului Bauschinger la deformarea plastică [10], [11].

Efectuîndu-se determinări de structură la microscopul optic, la mărire de 500 : 1, nu au fost sesizate diferențe între structurile probelor deformate după variantele *I* și *II* (fig. 5, *a*, *b*, *c*).

Cunoașterea în detaliu a consecințelor efectului Bauschinger poate fi implicată în două direcții : în prevenirea unor eventuale abateri față de valorile scontate pentru proprietățile mecanice ale materialului deformat sau utilizarea constructivă a efectului Bauschinger la stabilirea parametrilor unei scheme de laminare (de exemplu cazul laminoarelor policilindrice la laminarea benzilor din oțeluri inoxidabile sau silicioase).

BIBLIOGRAFIE

[1] Gâdea, Suzana și Petrescu, Maria *Metalurgie fizică și studiul metalelor.* București, Ed. didactică și pedagogică, 1981.

[2] Geru, N. *Metalurgie fizică.* București, Ed. didactică și pedagogică, 1981.

[3] Geru, N. *Teoria structurală a proprietăților metalelor.* București, Ed. didactică și pedagogică, 1980, p. 148.

[4] Dulămiță, T. și Florian, E. *Tratamente termice și termochimice.* București, Ed. didactică și pedagogică, 1982, p. 446.

[5] Adrian, M. și Drăgan, I. *Manualul inginerului metalurg.* București, Ed. tehnică, 1982, p. 205.

[6] Harrison, T. C., Weiner, R. T. și Fearnehough, G. D. *Influence of the Bauschinger Effect in High Yield Steel Pipes.* În : J.I.S.I., Anglia, mai, 1972.

[7] Stoltzand, R. E. și Peloux, R. M. *The Bauschinger Effect in Precipitation Strengthened Aluminium Alloys.* În : Metallurgical Transactions, S.U.A., vol. 7 A, nr. 9, sept., 1976.

[8] Li, C.C., Flasck, J.D., Yaker, J.A. și Leslie, W. C. *On Minimizing the Bauschinger Effect in Steels by Dynamic Strain Aging.* În : Metallurgical Transactions, S.U.A., vol. 9 A, ian., 1978.

[9] Obernauser, F. M. și Felix, W. *Bauschinger Effect under Multi-Axial loading Conditions.* Microalloying '75 — Proceedings, p. 549.

[10] Grumbach, M. *Influence of Work Hardening and Bauschinger Effect on Plate to Pipe Yield — Strenght Differences.* Microalloying '75 — Proceedings, p. 348.

[11] Bray, A., Cresto, P. C., Ferro Milare, A. și Gabola, G. *A computerized method for the Evaluation of Bauschinger Effect. Application to different types of steel* — Institutuo Electrotechnico Nazionale Galileo Ferraris, Torino, 1980, p. 260—265.

DOCUMENTARE

Creșterea importurilor provenite din terțe țări — noua problemă a siderurgiei americane

Acordul încheiat cu CEE în toamna anului 1982, precum și acordul tacit încheiat cu Japonia la începutul anului 1983 dau rezultate destul de bune. Totuși, importurile din aprilie 1983 au fost mai mari cu 14,9% față de cele din aprilie 1982, cu o creștere de 89,2% a volumului importurilor care provin din alte țări decît CEE și Japonia. În primele trei luni ale anului 1983, importurile din Brazilia s-au dublat, ajungînd la 113 000 ts. Problemele cu CEE și Japonia sînt aproape reglementate, însă mai există probleme de dumping și subvenții cu celelalte țări (Brazilia, Coreea de Sud, Venezuela, Trinidad-Tobago, Spania, Africa de Sud).

În ceea ce privește barele și produsele în formă de U, prețurile de piață au scăzut considerabil în cursul ultimelor 18 luni din cauza concurenței importurilor și a concurenței miniuzinelor care, din ce în ce mai numeroase, realizează pentru prima dată acest gen de produse. În ceea ce privește importurile, ofertele de prețuri cele mai agresive au fost înregistrate din partea firmei Ensidesa (Spania), a firmei Inchon Iron & Steel Co. (Coreea de Sud) și a uzinelor poloneze.

Referitor la sîrmă (din oțel normal și oțeluri aliate) importurile au atins 374 519 ts în primele patru luni ale anului 1983 față de 286 966 ts în perioada corespunzătoare a anului 1982. Se constată de asemenea o reducere a importurilor provenite de la furnizorii tradiționali cum sînt Canada și Franța, precum și a celor provenite de la noii furnizori, care au făcut obiectul metodelor de anti-dumping (Brazilia, Trinidad—Tobago). Dimpotrivă, noii furnizori, cum sînt Argentina, Cehoslovacia, R.D.G., Polonia, Suedia, Italia, Africa de Sud, Spania, Australia sînt foarte activi. Importurile din Cehoslovacia și Suedia au fost de zece ori mai mari față de cele din perioada corespunzătoare a anului 1982. Argentina oferea sîrmă de calitate comercială normală la prețuri cuprinse între 12 și 12,50 $ pe cwt, în timp ce baremul miniuzinelor americane este de 18,50 $ și al firmei US Steel este de 22,65 $.

O creștere ușoară a fost înregistrată la importul de sîrmă din Japonia care, împreună cu sîrma din Franța, au fost considerate în ultimii ani ca fiind de cea mai bună calitate. Pe de altă parte, diminuarea importurilor de sîrmă din Canada se explică parțial prin faptul că în prezent canadienii sînt mai interesați să livreze produse trefilate.

(În : *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franța, nr. 8—9, 1983, p. 94E*)

Ing. L. Dinescu, ing. M. Tărăşescu, V. Patras, C. Crăciunescu, K. Haltrich şi I. Cristea
I.C.S.I.T.P.S.C. – Bucureşti

Cercetări privind folosirea prafului modificator la fabricarea fontelor

CZ : 669.162.275.124.2

Proprietăţile excepţionale ale fontelor modificate, cu grafit lamelar, vermicular sau nodular, au făcut ca acestea să cunoască o largă întrebuinţare în ultimii ani. Analizate prin complexitatea de proprietăţi fizico-mecanice şi de exploatare pe care le posedă, se poate afirma că aceste fonte reprezintă materiale unice pentru o industrie constructoare de maşini modernă. Creşterea compactităţii separărilor de grafit şi mărirea numărului lor, în condiţiile unei repartizări uniforme în masa metalică, se obţin prin introducerea în fonta lichidă a aliajelor modificatoare adecvate.

O importanţă deosebită asupra eficienţei modificării o reprezintă dimensiunea granulelor de modficatori (atunci cînd se folosesc modificatori solizi).

Dimensiunile granulelor trebuie să corespundă volumului de fontă modificată, temperaturii acesteia şi vitezei de dizolvare a modificatorului.

Procedeul de fabricare a modificatorilor constă ,în general, din topirea adaosurilor în cuptoare electrice, turnarea în cochile plate, sfărîmarea, sortarea şi ambalarea pe diferite grade de granulaţie.

În timpul procesului de sfărîmare şi sortare, aproximativ 20—30% din aliajul modificator se pierde prin componenţa prăfoasă.

În vederea valorificării părţii prăfoase rezultate, aceasta se liază şi se pastilează. Pentru ca pastilele modificatoare obţinute să nu se degradeze în timp (măcinări, pierderea efectului modificator etc.), liantul folosit trebuie ca pe lîngă lierea granulelor de modificator să le protejeze şi împotriva oxidărilor.

Lucrarea prezintă cercetările autorilor privind modificarea fontelor cu grafit lamelar şi vermicular cu „praf modificator" şi rezultatele obţinute.

Condiţii de experimentare

Elaborarea fontei necesare experimentărilor s-a făcut într-un cuptor cu inducţie la frecvenţa de 2 500 Hz, cu capacitatea creuzetului de 100 kg. Ca materie primă s-a folosit fontă de înaltă puritate şi oţel deşeu.

După topirea şi corectarea compoziţiei chimice, fonta a fost supraîncălzită la 1 500—1 600°C şi menţinută la această temperatură 10—15 min. Respectînd această tehnologie, s-au elaborat patru şarje. Primele două şarje s-au modificat cu cantităţi diferite de aliaj modificator pastilat. Pastilele au fost confecţionate din partea prăfoasă (reziduu) rezultată din tehnologia de sfărîmare şi sortare a aliajului modificator de tip „Modifin"-B.2 (STAS 11240—79).

O serie de lucrări publicate în literatura de specialitate [1]—[3] au semnalat influenţa microrăcitorilor (pulberi de fier, alice din fontă sau oţel) asupra îmbunătăţirii calităţii fontelor turnate. În scopul studierii influenţei adaosului de microrăcitori în amestec cu praful modificator, înainte de pastilare acesta a fost amestecat în diverse proporţii cu alice din oţel de tip AOS 40(d =0,4 mm). Compoziţia chimică a alicelor a fost următoarea : 0,8—1,1%C ; 0,9—1,2%Si ; 1,0—1,3% Mn ; 0,05%P ; 0,05% S. Ca aliaje modificatoare, în această serie de experimentări s-au folosit aliaje din clasa FeSiCaAlBaMg şi FeSiCaMgTiCe, destinate fabricării fontelor cu grafit lamelar modificat şi vermicular.

Compoziţia chimică a aliajelor modificatoare folosite se prezintă în tabelul 1.

Tabelul 1

Compoziţia chimică a aliajelor modificatoare folosite

Tipul modificatorului	Compoziţia chimică, %							
	Si	Ca	Al	Ba	Mg	Ti	Ce	Fe
FeSiCaAlBaMg (B2)	63	12	2,5	2,2	1,2	—	—	rest
FeSiCaMgTiCe	55	4,4	2,2	—	4,0	7,6	0,5	rest

Amestecarea liantului cu granulele de modificator şi microrăcitori s-a făcut într-un amestecător obişnuit aflat în dotarea institutului. Pastilarea s-a făcut prin presare manuală în matriţe de forme şi dimensiuni diferite, în funcţie de necesităţi.

Din fiecare şarjă s-au turnat porţii de cîte 20 kg fontă modificată diferit. Modificările la şarjele de fontă cu grafit lamelar s-au efectuat prin introducerea pastilelor modificatoare în oală, în timpul umplerii acesteia cu fontă lichidă. În cazul şarjei de fontă cu grafit vermicular, pastilele modificatoare au fost introduse în buzunarul oalei de modificare şi acoperite cu un strat de nisip peliculizat. După modificarea compactizantă, fonta a fost postmodificată în toate cazurile cu 0,5%FeSi75.

Omogenizarea topiturii s-a făcut prin amestecare cu o vergea de oțel.

Pentru determinarea caracteristicilor mecanice, s-au turnat probe verticale cu diametrul de 30 mm și probe Lynchburg cu diametrul de 25 mm, iar pentru efectul modificator, probe pană în amestec crud. La șarja de fontă cu grafit vermicular s-au trasat și curbele de răcire după postmodificare, folosindu-se în acest scop un aparat înregistrator Tectip.

Temperatura de modificare în toate cazurile a fost de 1 400—1 450°C.

Rezultatele obținute

Liantul folosit oferă avantajul că, pe lîngă lierea granulelor de modificator, le acoperă cu un film protector împotriva oxidării. Pastilele menținute timp de 90 zile nu s-au degradat, păstrîndu-și compactitatea și efectul modificator.

Compozițiile chimice ale șarjelor turnate sînt prezentate în tabelul 2, de unde se poate observa că fontele turnate sînt hipoeutectice.

Cantitățile de modificatori și microrăcitori adăugați, precum și rezultatele obținute se prezintă în tabelul 3.

Metoda tehnologică cea mai obișnuită, pentru determinarea influenței modificatoare a unui aliaj, este proba pană.

Modificarea cu 1,2% aliaj pastilat din clasa FeSiCaAlBaMg în cazul șarjei *2* a dus la eliminarea totală a adîncimii de albire (înălțimea) a probelor inițial complet albe, așa cum se poate constata și din figura 1.

Tabelul 2

Compoziția chimică a șarjelor turnate

Nr. șarjei	Compoziția chimică, %							
	C	Si	Mn	P	S	Mg	Ti	Ce
1	3,10	1,91	0,25	0,033	0,028	—	—	—
2	3,20	1,80	0,23	0,021	0,020	—	—	—
3	3,23	1,63	0,25	0,02	0,019	—	—	—
4	3,06	2,80	0,28	0,033	0,018	0,038	0,062	0,004

O influență analoagă s-a obținut și în cazul șarjei *3*. La un adaos de 0,4% aliaj modificator, înălțimea de albire în urma modificării a scăzut de la 20 la 4 mm.

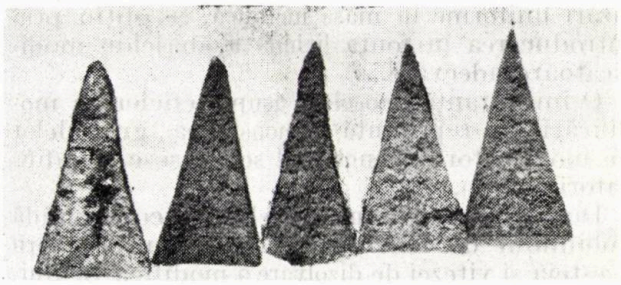


Fig. 1. Influența modificării cu praf modificator asupra adîncimii de albire în cazul șarjei *2*:
– proba *2.1*, nemodificată; – proba *2.2*, cu 1,2% B2; – proba *2.3*, cu 1,5% B2; – proba *2.4*, cu 1,8% B2; – proba *2.5*, cu 2,0% B2

Tabelul 3

Cantitatea de modificatori și microrăcitori adăugați și rezultatele obținute

Nr. șarjei	Nr. probei	Cantitatea de modificator, %	Cantitatea de alice adăugată, %	Adîncimea de albire pe probă, mm	Caracteristici mecanice				Structura*			
					$R_{0,2}$, N/mm²	R_m, N/mm²	A, %	HB	F, %	Gv, %	Gl, µm	Pi, µm
	1.1	0,0	0,0	22	—	—	—	—	—	—	—	—
	1.2	0,2	0,0	10	—	—	—	—	—	—	—	—
1	*1.3*	0,4	0,0	7,0	—	—	—	—	—	—	—	—
	1.4	0,8	0,0	4,0	—	—	—	—	—	—	—	—
	2.1	0,0	0,0	albă	—	240	—	229	—	—	—	—
	2.2	1,2	0,0	neagră	—	310	—	276	—	—	—	—
2	*2.3*	1,5	0,0	neagră	—	253	—	229	—	—	—	—
	2.4	1,8	0,0	neagră	—	268	—	282	—	—	—	—
	2.5	2,0	0,0	neagră	—	290	—	292	—	—	—	—
	3.1	0,0	0,0	20	—	—	—	—	—	—	—	—
	3.2	0,4	0,0	4	217	304	1,4	210	0	—	70—125	0,8—1,3
3	*3.3*	0,4	0,4	neagră	240	286	1,25	202	0	—	70—125	0,3—0,8
	3.4	0,4	0,8	neagră	246	284	1,1	199	0	—	70—125	sub 0,3
	3.5	0,4	1,2	neagră	239	294	1,1	212	0	—	70—125	sub 0,3
	4.1	1,2	0,0	—	374	450	5,71	190	78	60	—	sub 0,3
	4.2	1,2	1,0	—	374	442	5,5	187	78	66	—	sub 0,3
4	*4.3*	1,2	2,0	—	374	423	1,9	190	78	72	—	sub 0,3
	4.4	1,2	3,0	—	377	400	1,9	190	78	82	—	sub 0,3
	4.5	1,2	4,0	—	364	401	1,9	200	78	82	—	sub 0,3

*) *F* – proporția de ferită;
Gv – proporția de grafit vermicular;
Gl – lungimea lamelelor de grafit;
Pi – gradul de dispersie a perlitei.

Este interesant de remarcat că adăugarea unei cantități de 0,4% microrăcitori a dus la eliminarea completă a zonei albite (fig. 2).

În figura 3 se prezintă corespondența între înălțimea zonei albite și cantitatea de praf modificator adăugat. Se observă că în funcție de grosimea de perete a piesei ce se toarnă, se poate alege o cantitate optimă de praf modificator, astfel încît după modificare să se obțină înălțimea de albire dorită.

Schimbările structurale provocate de aliajele modificatoare duc la variații ale proprietăților mecanice. Astfel, în cazul modificării cu 0,4% praf modificator pastilat, s-a realizat creșterea rezistenței de rupere la tracțiune de la 240 N/mm² la 304 N/mm² și o scădere a durității de la 229 la 210 *HB*. Creșterea cantității de praf modificator introdus la operația de modificare nu influențează semnificativ valorile rezistenței de rupere la tracțiune (fig. 4).

În figura 5 se prezintă influența modificării cu și fără microrăcitori în amestec cu praful modificator asupra structurii probelor turnate.

Analiza metalografică s-a făcut pe probe prelevate din zona de rupere a epruvetelor supuse la tracțiune.

Așa cum se poate observa din microstructurile prezentate, introducerea microrăcitorilor nu a influențat dimensiunile, forma și modul de repartiție a separărilor de grafit lamelar.

Se observă totuși o influență asupra masei de bază, în sensul că adaosul de microrăcitor a favorizat obținerea unei perlite cu un grad de dispersie ridicat. Gradul de dispersie al perlitei a crescut de la 0,8—1,3 μm la 0,3—0,8 μm, cînd în praful modificator s-au adăugat 0,4% microrăcitori. La 0,8% microrăcitori, gradul de dispersie a fost sub 0,3μm, aceeași valoare obținîndu-se și în cazul unui adaos de 1,2% microrăcitori.

Adaosurile de microrăcitori se pare că în aceste condiții nu au influență asupra valorilor rezistenței de rupere la tracțiune (fig. 6).

Este foarte interesant de remarcat însă acțiunea microrăcitorilor asupra plasticității și a limitei de curgere a fontelor cu grafit lamelar modificat.

Se cunoaște importanța deosebită a valorilor limitei de curgere asupra fiabilității pieselor turnate, a tensiunilor pînă la care piesele pot lucra fără să se deformeze. Limita de curgere depinde în special de forma grafitului. Cu cît compactitatea separărilor de grafit este mai mare, cu atît limita de curgere este mai mare. Din punct de vedere al limitei de curgere la aceeași rezistență la tracțiune, fontele cu grafit nodular au o limită de curgere superioară oțelului turnat nealiat, al fontelor maleabile sau cu grafit lamelar. Această comportare se pune pe seama deformărilor locale care au loc în jurul nodulilor de grafit, în cursul solicitărilor.

Se obișnuește ca rezistența mecanică a fontelor și oțelurilor să fie apreciată și după raportul $R_{0,2}/R_m$:

Raportul $R_{0,2}/R_m$ în cazul fontelor cu grafit nodular standardizate variază între 0,62 și 0,71 și între 0,67 și 0,78 pentru mărcile bainitice ; la oțelurile cu aceeași structură a masei metalice acest raport variază în limitele 0,5—0,6.

Introducerea microrăcitorilor în amestec cu praful modificator a contribuit la îmbunătățirea limitei de curgere, așa cum rezultă din figura 6 și tabelul 3.

La probele turnate fără microrăcitori, limita de curgere citită pe curba de deformare a fost de 217 N/mm², cu o alungire de 1,4%. În cazul introducerii unei cantități de 0,4% microrăcitori, limita de curgere a crescut la 240 N/mm², cu o scădere ușoară a alungirii la 1,25%.

Creșterea adaosului de microrăcitori se pare că nu influențează semnificativ limita de curgere și plasticitatea fontelor.

Valorile raportului $R_{0,2}/R_m = 0,812 - 0,839$ se consideră excepționale, ținînd seamă de tipul de fontă la care s-au obținut, fiind cu mult mai ridicate decît la oțelurile turnate nealiate.

Această comportare poate fi pusă și pe seama îmbunătățirii gradului de dispersie a perlitei.

În cadrul șarjei *4*, s-a urmărit influența adaosului de microrăcitori în amestec cu praful modificator rezultat în urma tehnologiei de fabricație a modificatorilor destinați obținerii fontelor cu grafit vermicular. Cantitatea de praf modificator și microrăcitori introduși s-a prezentat în tabelul 3.

S-a urmărit influența microrăcitorilor asupra schimbărilor structurale, caracteristicilor mecanice, a elementelor caracteristice de pe curbele de răcire și a volumului de retasură.

Este interesantă acțiunea microrăcitorilor asupra separărilor de grafit la fontele vermiculare. Dacă la fontele cu grafit lamelar nu s-a observat o influență asupra separărilor de grafit, la fontele vermiculare introducerea microrăcitorilor a avut ca efect scăderea gradului de compactitate a grafitului. Cu creșterea cantității de microrăcitori introduși scade numărul separărilor de grafit nodular din structură, efect pus clar în evidență de microstructurile prezentate în figura 7.

Dacă la proba *4.1* fără microrăcitori proporția de grafit nodular din structură a fost de 40%, la introducerea unei cantități de 3% (proba *4.4*) aceasta a scăzut la 18% (tab. 3). Creșterea proporției de microrăcitori la 4% nu a afectat separările de grafit.

Această acțiune se consideră foarte importantă, ea creează premisele reglării după necesități a proporției de grafit nodular în structura fontelor cu grafit vermicular.

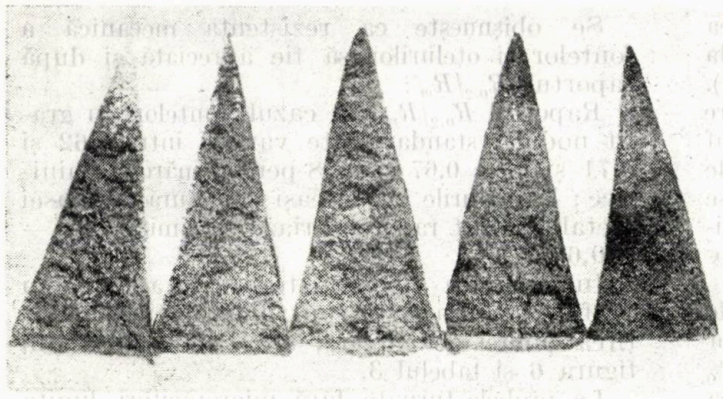


Fig. 2. Influența adaosului de microrăcitori în amestec cu aliaj modificator B2 asupra adîncimii de albire :
– proba *3.1*, nemodificată ; – proba *3.2*, cu 0,4% B2 ; – proba *3.3*, cu 0,4% B2 și 0,4% microrăcitori ; – proba *3.4*, cu 0,4% B2 și 0,8% microrăcitori ; – proba *3.5*, cu 0,4% B2 și 1,2% microrăcitori

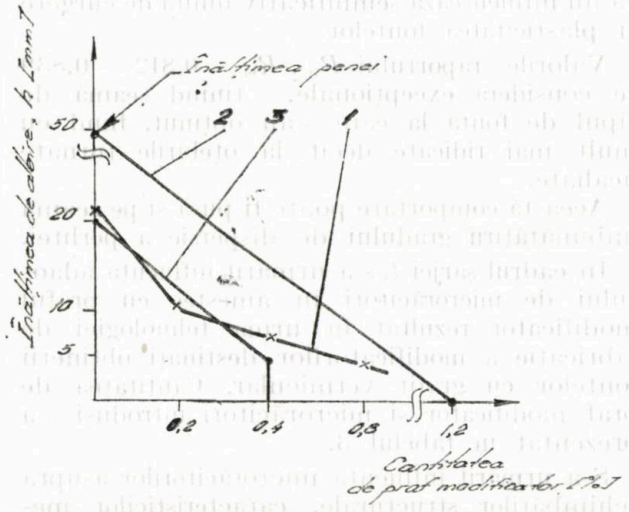


Fig. 3. Influența cantității de praf modificator adăugat asupra înălțimii de albire (*1*, *2*, *3* – numărul șarjei)

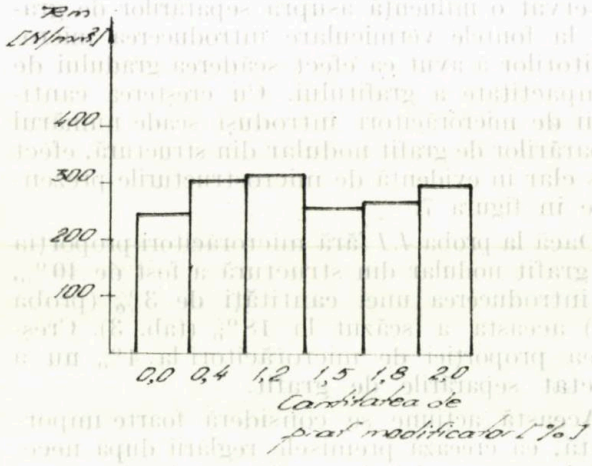
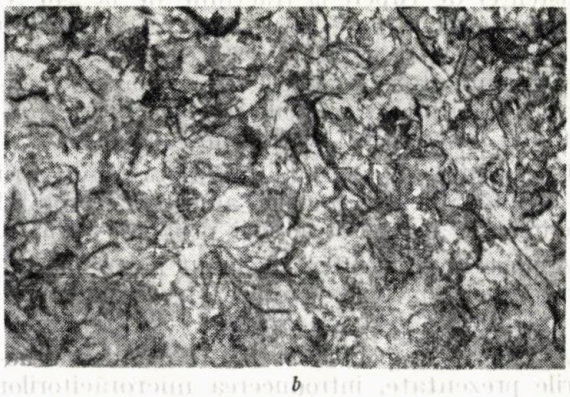
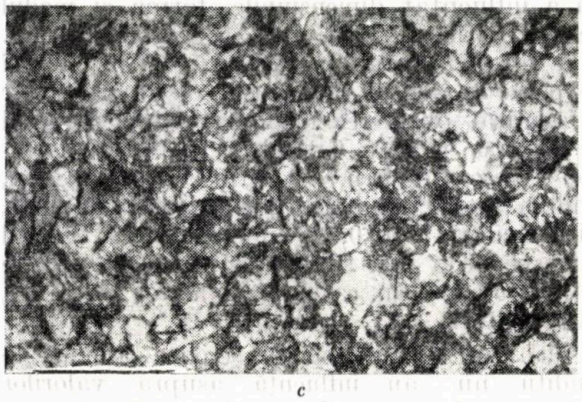


Fig. 4. Influența cantității de praf modificator adăugat asupra rezistenței de rupere la tracțiune

a



b



c

Fig. 5. Microstructura fontei cu grafit lamelar modificat cu și fără microrăcitori :
a – proba *3.2*, fără microrăcitori ; *b* – proba *3.3*, cu 0,4% ; *c* – proba *3.4* ; cu 0,8% ; × 100 ; atac nital

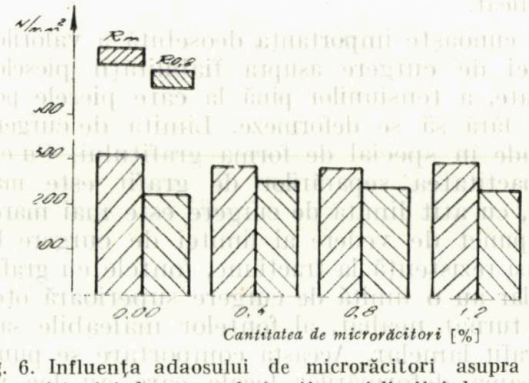
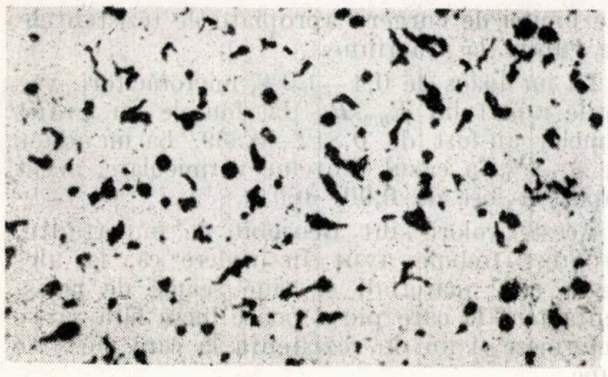
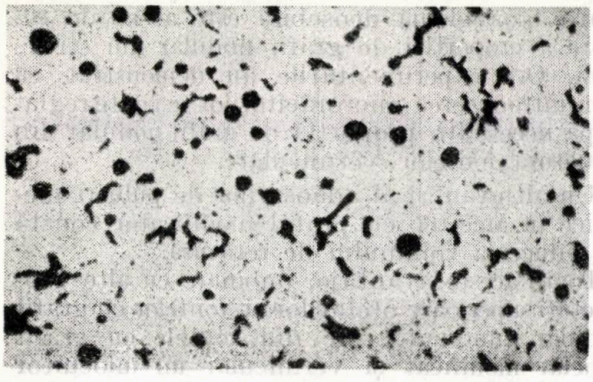


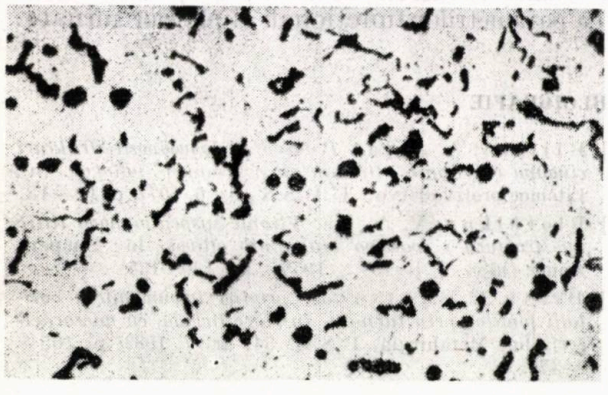
Fig. 6. Influența adaosului de microrăcitori asupra valorilor rezistenței de rupere la tracțiune și limitei de curgere la fontele cu grafit lamelar modificat



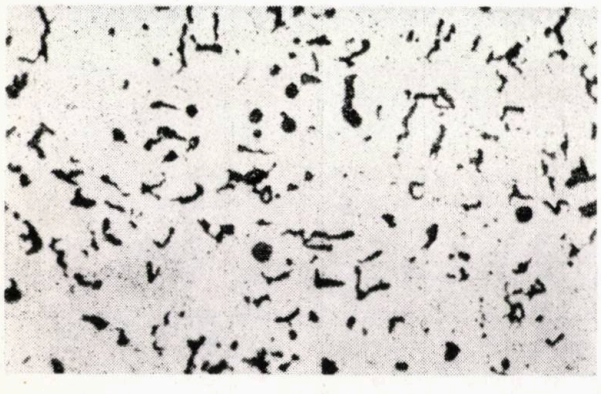
a



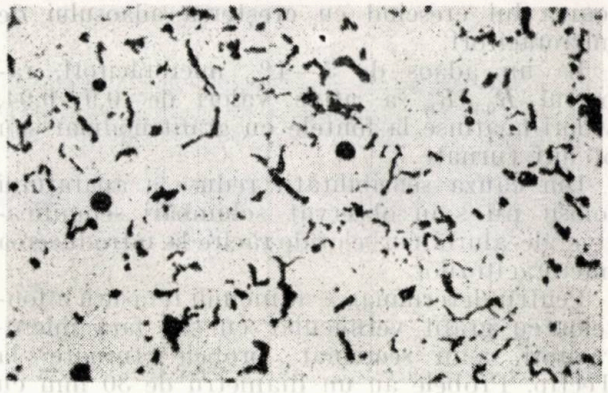
b



c



d



e

Fig. 7. Microstructura fontei cu grafit vermicular cu şi fără microrăcitori :

a – proba *4.1*, fără microrăcitori ; *b* – proba *4.2*, cu 1% ; *c* – proba *4.3*, cu 2% ; *d* – proba *4.4*, cu 3 % ; *e* – proba *4,5*, cu 4% ; × 100

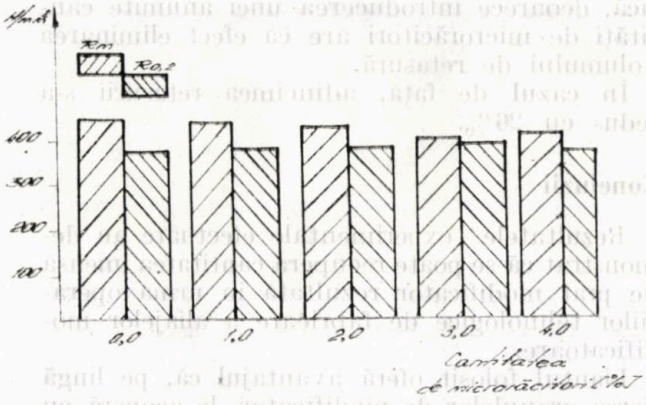
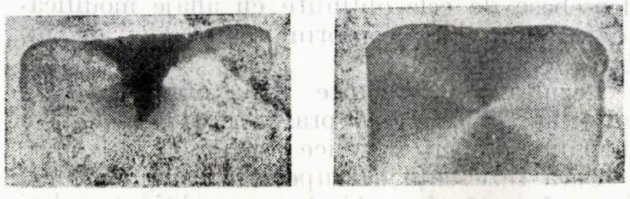


Fig. 8. Influenţa adaosului de microrăcitori asupra valorilor rezistenţei de rupere la tracţiune şi limitei de curgere la fontele cu grafit vermicular



a *b*

Fig. 9. Influenţa microrăcitorilor asupra adîncimii retasurii la fontele cu grafit vermicular :

a – fără microrăcitori ; *b* – cu 1% microrăcitori

Nu s-a constatat nici o influenţă a microrăcitorilor asupra masei metalice, probabil din cauza proporţiei scăzute de perlită din structură.

Ca şi în cazul fontelor cu grafit lamelar, introducerea de microrăcitori nu influenţează semnificativ valorile rezistenţei de rupere la tracţiune (fig. 8).

Valorile diferite ale rezistenţei de rupere la tracţiune şi alungirii sînt determinate de proporţia separărilor de grafit nodular din structură.

Raportul $R_{0,2}/R_m$ la fonta cu grafit vermicular fără microrăcitori a fost de 0,83, va-

loarea lui crescînd cu creşterea adaosului de microrăcitori.

La un adaos de 3—4% microrăcitori, raportul $R_{0,2}/R_m$ a atins valori de 0,9—0,94, valori neatinse la fontele cu grafit nodular sau oţeluri turnate.

Din cauza sensibilităţii reduse a aparatului folosit nu s-au observat schimbări semnificative ale alurei curbelor de răcire la introducerea microrăcitorilor.

Pentru determinarea adîncimii retasurii a fontelor cu grafit vermicular cu sau fără microrăcitori, s-au secţionat probele turnate la Tectip. Probele au un diametru de 30 mm cu înălţimea de 50 mm.

Din figura 9 se poate observa că în cazul introducerii unei cantităţi de 1% microrăcitori, apariţia retasurii a fost complet eliminată.

Acest fapt are o deosebită însemnătate practică, deoarece introducerea unei anumite cantităţi de microrăcitori are ca efect eliminarea volumului de retasură.

În cazul de faţă, adîncimea retasurii s-a redus cu 26%.

Concluzii

Rezultatele experimentale efectuate au demonstrat că se poate recupera cantitatea imensă de praf modificator rezultată în urma operaţiilor tehnologice de fabricare a aliajelor modificatoare.

Liantul folosit oferă avantajul că, pe lîngă lierea granulelor de modificator, le acoperă cu un film protector împotriva oxidării. Structurile şi caracteristicile mecanice ale fontelor obţinute cu praf modificator pastilat nu se deosebesc de cele obţinute cu aliaje modificatoare, granulate conform tehnologiei de fabricaţie.

Rezultate interesante s-au obţinut atunci cînd în amestec cu praful modificator s-au introdus pulberi metalice

Dacă rezistenţa de rupere la tracţiune nu a fost afectată, în schimb s-au obţinut valori ale limitei de curgere apropiate de rezistenţele de rupere la tracţiune.

La un adaos de 0,4—1,2% microrăcitori, valorile raportului $R_{0,2}/R_m$ la fontele cu grafit lamelar au fost de 0,812—0,839. La un adaos de 3—4% în cazul fontelor vermiculare, acest raport a fost de 0,90—0,942.

Aceste valori sînt deosebit de importante, deoarece trebuie avut în vedere că, la alegerea unui material, se ţine seamă de rezistenţa pînă la care piesa poate lucra fără să se deformeze şi nu de rezistenţa la care piesa se rupe.

Atunci cînd pentru fabricarea fontelor cu grafit vermicular se folosesc aliaje modificatoare, o problemă deosebită este aceea de reglare a proporţiei de grafit nodular din structură. Ori, experimentările au demonstrat că prin introducerea microrăcitorilor se poate regla după necesităţi, proporţia de grafit nodular din structura fontelor vermiculare.

Un alt avantaj al adaosurilor de pulberi metalice în amestec cu praful modificator constă în reducerea volumului de retasură.

Toate aceste avantaje, îmbinate cu alte proprietăţi superioare oţelurilor şi fontelor cu grafit nodular cunoscute, fac din fontele cu grafit lamelar modificat şi vermicular un înlocuitor potenţial al oţelurilor turnate şi al fontelor nodulare pentru unele aplicaţii, avînd ca rezultat nu numai scăderea costului, ci şi îmbunătăţirea parametrilor funcţionali ai pieselor turnate.

BIBLOIGRAFIE

[1] Rijikov, A. A. ş.a. *Povişenie odnovodnosti strukturî ciuguna v krupnîh otlivkah suspenzionnoi zalivkoi.* În : Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 6, 1977, p. 12—13.

[2] Plotnikov, V. A. ş.a. *Vlianie suspenzionnovo litiia na strukturu i svoistvo ciugunnih otlivok.* În : Suspenzionoe litie, U.R.S.S., 1977, p. 130—138.

[3] Bratu, C. ş.a. *Cercetări privind îmbunătăţirea calităţii fontelor prin turnare, în stare lichidă, cu microrăcitori.* În : Metalurgia, R.S.R. 34, nr. 7, 1982, p. 365—370.

Dr. ing. N. Atanasiu*)
Institutul politehnic — București

Tehnologii de fabricare a firelor ultrasubțiri din metale extrapure

CZ : 62 — 426 : 669.2/.8

Dezvoltarea continuă a construcției aparaturii electronice și a tehnicii de calcul necesită cantități sporite de fire ultrasubțiri din metale cu puritate ridicată (Au, Ag, Cu, Al) într-o gamă dimensională diversificată, destinate executării conexiunilor la fabricarea semiconductoarelor și altele.

În același timp aceste produse trebuie să îndeplinească condiții deosebite în ceea ce privește calitatea lor și anume : compoziția chimică, puritatea, structura metalului, proprietățile fizico-mecanice și cîmpul de toleranțe la diametrul firului.

Fabricarea firelor ultrasubțiri din metalele de puritate ridicată se realizează prin deformare plastică, în principal, prin trei procedee :

— Trefilarea la rece, caracterizată prin reduceri de secțiune relativ mici, coeficientul de alungire $\lambda = 1{,}1 - 3{,}5$ (în funcție de materialul prelucrat) și viteze de tragere mari.

— Extruziunea hidrostatică, caracterizată prin reduceri însemnate de secțiune (100 : 1), datorită presiunii hidrostatice din contenor, care mărește ductilitatea și asigură o bună compactitate a metalului și totodată realizează o lubrifiere hidrodinamică, reducînd la minimum frecarea de contact metal-scule.

— Extruziunea convențională sau forjarea liberă, urmată de trefilarea la rece pe mașini specializate.

Aplicarea unei anumite metode de fabricație a firelor subțiri depinde de mai mulți factori : deformabilitatea metalului, caracteristicile tehnice ale mașinilor, existența anumitor mașini în secțiile profilate pe această fabricație și, în ultimă instanță, factorul economic, adică costul de fabricație al produsului finit.

În țările în care tehnologia extruziunii hidrostatice se aplică curent la prelucrarea metalelor și aliajelor metalice prin deformare plastică (Suedia, Uniunea Sovietică, S.U.A., R. F. Germania, Franța și altele), realizarea firelor pentru conexiuni se bazează pe acest procedeu de prelucrare ; în alte țări se aplică procedee convenționale.

În lucrarea de față se prezintă unele rezultate ale cercetărilor teoretice și experimentale privind fabricarea firelor subțiri din aur și aluminiu de înaltă puritate.

*) Au colaborat : ing. R. Teodorescu, Întreprinderea de cercetare și producție pentru materiale semiconductoare — București și ing. A. Bognar, Întreprinderea, „Sinterom" Cluj-Napoca.

Tehnica experimentală

În experimentările efectuate în condiții industriale, la Întreprinderea „Sinterom" din Cluj-Napoca, s-au folosit, ca material inițial, bare de aur și aluminiu turnate, cu diametrul de 10 mm.

Pentru realizarea unei combinații optime între rezistența la rupere și stabilitatea la temperatura de lucru, barele turnate au avut următoarea compoziție chimică :

— aur 99% și beriliu 1% ;
— aluminiu 99% și siliciu 1%.

Ținînd seamă de condițiile de exploatare a firelor pentru conexiuni, puritatea metalului de bază a fost de 99,999%, iar conținutul de impurități, scăzut. Astfel, la aluminiu s-a admis, în ppm : Fe = 60 ; Cu = 30 ; Mn = 30 ; Zn = = 100 și Ti = 30.

Caracteristicile mecanice ale barelor de aluminiu turnate au fost următoarele :

— rezistența la rupere, $\sigma_r = 86{,}4$ N/mm² ;
— limita de curgere, $\sigma_c = 64{,}7$ N/mm² ;
— alungirea, $A_5 = 11{,}5\%$.

Valorile acestor caracteristici reprezintă media a trei încercări efectuate pe o mașină de încercat la tracțiune, la o viteză de 10 mm/min.

Prelucrarea barelor turnate s-a realizat prin deformarea plastică la rece, constînd din forjare pe două mașini rotative de forjat și din trefilare pe mașini de trefilat cu mișcare liniară și cu role de înfășurare.

Mașinile de forjat rotative folosite au fost de tip orizontal, prevăzute cu patru capete ciocan care realizează deformarea plastică a metalului. Aceste mașini execută 1 880, și respectiv 4 800 lovituri/min și asigură o viteză de ieșire a barei de 4 m/min.

Forjarea la rece pe mașini rotative s-a aplicat în mai multe treceri, pînă la diametrul sîrmei de 4,90 mm la aluminiu și 4,25 mm la aur, realizînd un grad de deformare total $\lambda_T = 4{,}16$ și respectiv $\lambda_T = 5{,}32$.

Trefilarea s-a realizat pe mașini moderne care au permis un control riguros al parametrilor tehnologici : forța de tragere, viteza de tragere, reducerea de secțiune și altele.

În funcție de dimensiunile produselor trefilate s-au folosit filiere de aliaje dure bogate în carburi, avînd profilul orificiului calibrat reprezentat în figura 1 și din diamant cu profilul din figura 2 (pentru fire cu $\varnothing < 0{,}3$ mm).

În vederea stabilirii unghiului optim al filierei, în funcție de natura metalului, de dia-

metrul produsului, de gradul de deformare și de viteza de tragere s-au folosit filiere cu diverse valori ale semiunghiului conului filierei.

Pentru reducerea coeficientului de frecare, la experimentările de trefilare efectuate s-au folosit ca lubrifianți : soluție de ulei emulsionat

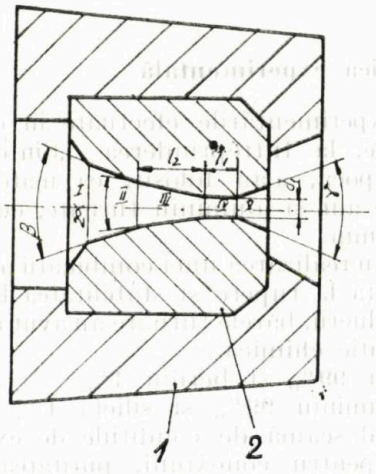


Fig. 1. Geometria filierei din carburi :
1 – filiera propriu-zisă ; *2* – suportul filierei ; *I* – conul de intrare ; *II* – conul de lubrifiere ; *III* – conul de lucru ; *IV* – ghidaj cilindric ; *V* – conul de ieșire

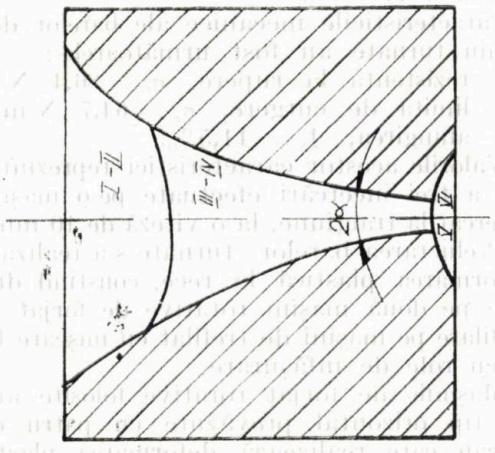


Fig. 2. Geometria filierei din diamant

în apă, a cărei concentrație era în funcție de diametrul sîrmei și ulei siliconic pentru dimensiuni mai mici.

Ascuțirea sîrmelor și firelor pentru introducerea lor în filieră s-a efectuat atît pe cale mecanică, cît și electrolitic în soluție de acid clorhidric.

Calculul parametrilor tehnologici

Metalul și filiera în timpul trefilării sînt reprezentate în figura 3, unde se vede că materialul inițial cu raza R_0 intră în filieră cu semiunghiul conului α cu viteza v_0. Produsul trefilat părăsește filiera cu raza R_f și cu viteza v_f. În timpul trefilării firul este tras cu tensiunea σ_{xf}, iar frecarea dintre metal și filieră se produce în conul acesteia pe lungimea l_0 și în zona cilindrică pe lungimea L.

Pentru calculul tensiunii de tragere s-a aplicat relația :

$$\frac{\sigma_{xf}}{\sigma_c} = \frac{\sigma_{xb}}{\sigma_c} + 2f(\alpha)\,\ln\frac{R_0}{R_f} + \frac{2}{3}\,\frac{\eta\cdot v_f}{R_f\cdot\sigma_c}\cdot$$

$$\cdot\frac{1}{\sin\alpha}\left[1-\left(\frac{R_f}{R_0}\right)^3\right]\left[1-\cos\alpha+\frac{11}{3}\left(1-\cos^3\alpha\right)\right]+$$

$$+2\,\mu\,(\operatorname{ctg}\alpha)\,\ln\frac{R_0}{R_f}\left[-\ln\frac{R_0}{R_f}-\frac{\sigma_{xb}}{\sigma_c}+1\right] \qquad (1)$$

în care : σ_{xf}, σ_{xb} reprezintă tensiunea de tragere și respectiv tensiunea inversă [daN/mm²] ; σ_c – limita de curgere a materialului [daN/mm²] ; R_0 și R_f – raza materialului înainte și respectiv după trefilare [mm] ; η – coeficientul de viscozitate [N/mm^{-2} s] ; v_f – viteza de trefilare [mm/s] ; α – semiunghiul filierei [grd] și μ – coeficientul de frecare.

În relația (1) termenii care conțin viteza de trefilare v_f depind de parametrul adimensional :

$$R = \frac{\eta\cdot v_f}{R_f\cdot\sigma_c} \qquad (2)$$

Prin urmare, influența vitezei asupra tensiunii de trefilare va fi cu atît mai însemnată cu cît raza produsului trefilat R_f este mai mică.

Pentru calculul tensiunii de tragere cu formula (1) s-a aplicat restricția rezultată din condiția de limitare superioară pentru tensiune și anume tensiunea de tragere trebuie să satisfacă inegalitatea :

$$\sigma_{xf} < \sigma_c \qquad (3)$$

Pentru explicitarea acestei restricții se introduce în formula (1) $\sigma_{xf} = \sigma_c$, apoi se rezolvă în raport cu o anumită variabilă. În acest fel se determină domeniul de variație al parametrilor tehnologici (v_f r, α) în care este satisfăcută inegalitatea (2).

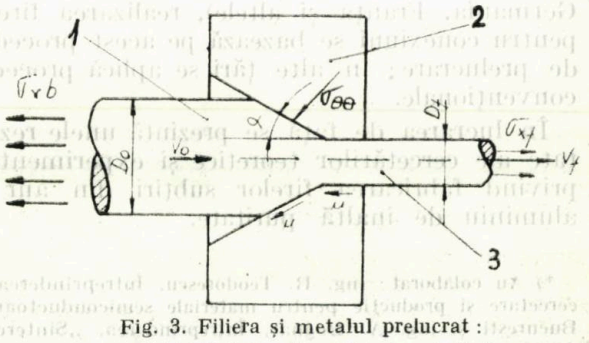


Fig. 3. Filiera și metalul prelucrat :
1 – materialul inițial ; *2* – filiera ; *3* – sîrma trefilată

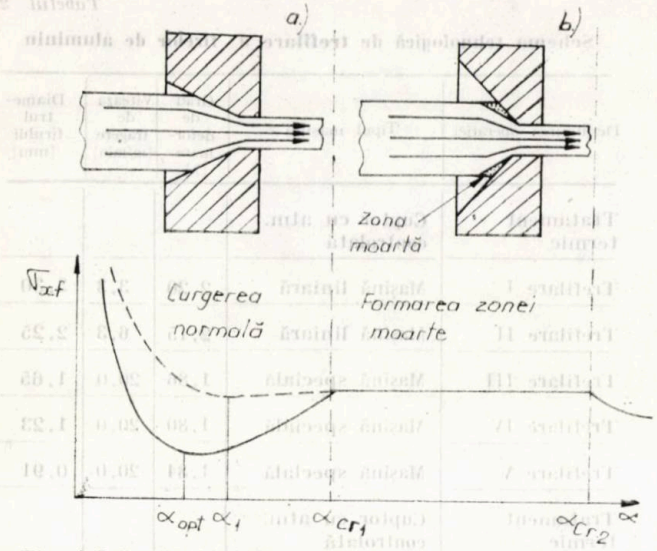


Fig. 4 Influența unghiului filierei asupra condițiilor de curgere a metalului

Pentru geometria de trefilare adoptată și viteza de trefilare dată, semiunghiul optim α_{opt} al conului filierei se calculează prin rezolvarea în raport cu α a ecuației :

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\sigma_{xf}}{\sigma_c}\right) = 0 \qquad (4)$$

Prin urmare, folosind formula (1) și ținînd seamă de faptul că $f(\alpha) = -1$ se obține :

$$\alpha_{opt} = \sqrt{\frac{\mu\left(\ln\frac{R_0}{R_f}\right)\left(-\ln\frac{R_0}{R_f} - \frac{\sigma_{xb}}{\sigma_c} + 1\right)}{6\,\frac{\eta \cdot v_f}{\sigma_c \cdot R_f}\left[1 - \left(\frac{R_f}{R_0}\right)^3\right]}} \qquad (5)$$

După cum se vede din formula (5), pentru orice combinație a parametrilor procedeului de trefilare, altele decît α, există α_{opt} al semiconului filierei care minimizează tensiunea de tragere sau maximizează reducerile posibile.

La trefilarea firelor din aluminiu și aur, metale foarte ductile, prezintă o importanță deosebită valoarea unghiului α al conului filierei (fig. 4). Astfel, în cazul unui unghi α_{opt} curgerea metalului se produce după schema din figura 4, *a*. Dacă conul este prea mare, atunci se formează o „zonă moartă" (fig. 4, *b*), fapt ce provoacă „lipirea" metalului de filieră și imobilizarea lui în această zonă, fenomen cunoscut sub denumirea de „încărcarea filierei". Ca urmare, se formează o suprafață de forfecare la un unghi α_1 al conului filierei, iar zona moartă acționează ca un canal pentru curgerea metalului.

Corespunzător unghiului α_1, frecarea dintre suprafața zonei moarte și a metalului care curge prin filieră reprezintă tocmai valoarea rezistenței metalului la forfecare :

$$\tau = \sigma_c/\sqrt{3} \qquad (6)$$

unde : σ_c reprezintă limita de curgere a metalului.

În cazul formării zonei moarte, calculul tensiunii de tragere se face, de asemenea, cu relația (1), în care însă se înlocuiește α cu α_1, iar coeficientul de frecare capătă valoarea maximă.

Pentru estimarea efectului global al frecării asupra procesului de curgere a metalului prin filieră, s-a folosit o lege de tip Coulomb :

$$\tau = \mu\,\sigma_{\theta\theta} \qquad (7)$$

unde : μ este un coeficient constant de frecare ;
$\sigma_{\theta\theta}$ — componenta tensiunii normale pe suprafața matriței.

Valoarea tensiunii $\sigma_{\theta\theta}$ s-a calculat cu formula :

$$\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{xb} + \sigma_c\left[\ln\left(\frac{R_0}{R_f}\right)^2 - 1\right] \qquad (8)$$

Pentru calculul reducerii secțiunii firului după fiecare trecere s-a aplicat relația :

$$r\% = 100\left[\left(1 - \left(\frac{R_f}{R_0}\right)^2\right]\right. \qquad (9)$$

Scheme tehnologice de trefilare aplicate

Barele de aur și de aluminiu obținute prin forjare pe mașini rotative de forjat s-au supus trefilării obținîndu-se în final fire de aur cu diametrul de 0,0497 mm și de aluminiu cu diametrul de 0,0997 mm.

Trefilarea s-a executat în trei etape și anume :

— pe mașini de trefilat liniare ;
— pe mașini de trefilat cu tobe de înfășurare ;
— pe mașini de trefilat speciale.

Pentru trefilarea firelor de aur s-a aplicat schema tehnologică din tabelul 1, iar pentru firele de aluminiu, schema tehnologică din tabelul 2. Aceste tabele constituie o formă condensată a tehnologiei de trefilare aplicate.

Structura rezultată după prelucrare

Aplicînd prelucrarea prin deformare plastică la rece, s-a obținut o structură texturată, caracterizată prin orientarea spațială a unei direcții cristaline determinate, în jurul căreia cristalele pot ocupa orice poziție. Astfel, în cazul texturii fibroase, rezultate la trefilarea firelor de aluminiu, toate cristalele se orientează cu direcțiile [111] paralele cu direcția de curgere a metalului prin filieră.

Tabelul 1

Schema tehnologică de trefilare a firelor de aur

Denumirea operației	Tipul mașinii	Grad de deformare [λ]	Viteza de tragere [m/min]	Diametrul firului [mm]
Tratament termic	Cuptor cu atm. controlată			
Trefilare I	Mașină liniară	2,38	6,3	2,75
Trefilare II	Mașină cu tobă de înfășurare	2,33	9,3	1,80
Trefilare III	Mașină cu tobă de înfășurare	2,25	13,3	1,20
Trefilare IV	Mașină cu tobă de înfășurare	2,40	13,3	0,780
Tratament termic	Cuptor cu atm. controlată			
Trefilare V	Mașină specială	2,40	25,3	0,500
Trefilare VI	Mașină specială	2,10	40,5	0,345
Trefilare VII	Mașină specială	2,12	50,5	0,238
Trefilare VIII	Mașină specială	2,11	68,0	0,164
Tratament termic	Cuptor cu atm. controlată			
Trefilare IX	Mașină specială	1,66	60,0	0,127
Trefilare X	Mașină specială	1,67	25,5	0,098
Trefilare XI	Mașină specială	1,61	15,0	0,0607
Trefilare XII	Mașină specială	1,45	10,5	0,0497

Tabelul 2

Schema tehnologică de trefilare a firelor de aluminiu

Denumirea operației	Tipul mașinii	Grad de deformare [λ]	Viteaza de tragere [m/min]	Diametrul firului [mm]
Tratament termic	Cuptor cu atm. controlată			
Trefilare I	Mașină liniară	2,20	3,3	3,30
Trefilare II	Mașină liniară	2,15	6,3	2,25
Trefilare III	Mașină specială	1,86	20,0	1,65
Trefilare IV	Mașină specială	1,80	20,0	1,23
Trefilare V	Mașină specială	1,84	20,0	0,91
Tratament termic	Cuptor cu atm. controlată			
Trefilare VI	Mașină specială	2,10	30,0	0,63
Trefilare VII	Mașină specială	2,11	40,0	0,43
Trefilare VIII	Mașină specială	1,92	40,0	0,31
Trefilare IX	Mașină specială	2,0	40,0	0,22
Trefilare X	Mașină specială	2,0	30,0	0,158
Trefilare XI	Mașină specială	1,6	30,0	0,123
Trefilare XII	Mașină specială	1,51	30,0	0,0997

Caracterul texturii depinde, de asemenea, și de natura metalului, astfel că la firele de aur trefilate la rece cristalele s-au orientat cu axele [100] și [111], iar la firele de aluminiu, cu axele [111] paralele cu axa firului.

Modificările structurale provocate de trefilarea la rece determină variații importante ale caracteristicilor mecanice. Astfel, rezistența la rupere, limita de curgere și duritatea cresc, iar alungirea se micșorează, fapt ce denotă că firele de aur și aluminiu la trefilarea la rece devin mai puțin plastice, adică se ecruisează.

Pentru stabilirea gradului de ecruisare a metalului după fiecare trecere s-au efectuat încercări la tracțiune în vederea determinării caracteristicilor mecanice. Astfel, în cazul barelor de aluminiu forjate la Ø 6 mm s-au obținut : $\sigma_r = 121{,}9$ N/mm^2; $\sigma_c = 90{,}6$ N/mm^2 și $A_5 = 8{,}7\%$; la bare de Ø 5,45 mm au rezultat : $\sigma_r = 130{,}9$ N/mm^2; $\sigma_c = 109{,}3$ N/mm^2 și $A_5 = 6{,}9\%$, iar la sîrme trefilate la Ø 4,35 mm : $\sigma_r = 15{,}83$ N/mm^2; $\sigma_c = 12{,}71$ N/mm^2 și $A_5 = 5{,}3\%$.

Deformarea plastică la rece fiind o stare în afară de echilibru, densitatea de dislocații este de 10^{12} cm^{-2}, de aceea metalele ecruisate tind să treacă în mod spontan într-o stare de energie mai mică ,mai apropiată de starea de echilibru. În acest scop s-a aplicat tratamentul termic de recoacere de recristalizare care, în funcție de temperatura și durata de încălzire, determină fenomene de restaurare și restabilire, recristalizare și creștere a grăunților, fapt ce produce scăderea densității de dislocații la 10^4—10^8 cm^{-2}.

Concluzii

— Aplicarea tehnologiei combinate de fabricare a firelor de aur și aluminiu, constînd din forjare pe mașini rotative de forjat și din trefilare pe mașini specializate, a permis obținerea de produse care au îndeplinit prescripțiile tehnice.

— Datele obținute din calcule cu privire la parametrii tehnologici (tensiunea de tragere, viteza de trefilare, unghiul conului filierei și reducerea de secțiune) prezintă o bună concordanță cu rezultatele experimentale, fapt ce indică valabilitatea relațiilor de calcul descrise.

— Fabricarea firelor subțiri din metale extrapure, caracterizate prin duritate scăzută, impune stabilirea unei geometrii corespunzătoare a filierei, pentru a împiedica formarea zonei moarte care favorizează „încărcarea filierei" cu metalul prelucrat.

— Tehnologia de fabricare aplicată necesită realizarea unui număr mare de operaţii tehnologice atît în etapa de forjare, cît şi în cea de trefilare, fapt ce necesită realizarea unor experimentări suplimentare pentru creşterea eficienţei economice la fabricaţie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Atanasiu, N. *Cercetări privind influenţa vitezei de deformare asupra curgerii plastice a metalelor printr-o matriţă conică convergentă.* Cercetări metalurgice, Bucureşti, vol. 17, 1976, p. 629—640.

[2] Atanasiu, N. *Cercetări privind comportarea la deformarea plastică la rece a aliajelor de aluminiu.* Buletinul Institutului politehnic — Bucureşti, nr. 2, 1977, p. 95—105.

[3] Atanasiu, N. *Cercetări privind efectul vitezei de tragere asupra deformării plastice a produselor trefilate şi trase.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 11, 1976, p. 601—605.

[4] Atanasiu, N. *Cercetări microfractografice privind mecanismul ruperii ductile la aliajele de aluminiu deformate plastic.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 7, 1977, p. 346—355.

[5] Atanasiu, N. *Zähplastisches Verhalten metallischer Werkstoffe während der Umformung durch eine kegelförmige Matrize.* În : Neue Hütte, R. D. Germană, nr. 7, 1977, p. 376—380.

[6] Atanasiu, N. *Drawing of Aluminium Alloy Wire, Calculation of Optimal Die Angle.* În : Wireworld, R. F. Germania, nr. 6, 1981, p. 140—144.

[7] Ramsey, T. *Metallurgical Behaviour of Gold Wire in Thermal Compression Bonding.* În : Solid State Technology, Anglia, nr. 10, 1973, p. 443—47.

[8] Gehman, B. *Gold Wire for Use in Automated Bonding.* În : Semicon West, Anglia, nr. 5, 1979, p. 73—77

DOCUMENTARE

Cooperare tehnică între firma Krupp Industriebau şi Licensintorg

Între firmele Krupp Industrie- und Stahlbau, Duisburg-Rheinhausen şi întreprinderea sovietică Licensintorg s-a încheiat o cooperare tehnologică în domeniul siderurgiei.

Astfel, firma Krupp livrează documentaţie şi asistenţă tehnică pentru construcţia unor noi cuptoare electrice cu arc (UHP) pentru oţelăria din Oskol. Patru dintre aceste cuptoare UHP, cu o capacitate de 150 t/şarjă, sînt construite în prezent de firma Krupp. Extinderea cu încă trei cuptoare suplimentare va fi realizată de partea sovietică. Prestaţiile din partea Krupp constau pe lîngă documentaţia de bază tehnică de execuţie, şi în documentaţie, lucrări de construcţie şi electrice şi şcolarizarea pentru specialişti.

Întreprinderea Licensintorg oferă firmei Krupp Industrie- und Stahlbau cunoştinţele tehnice asupra îmbunătăţirii durabilităţii căptuşelilor refractare şi pentru creşterea productivităţii convertizoarelor. Această licenţă este valabilă pentru ţările CEE şi pentru statele Americii de Sud, ca şi pentru ţările arabe şi din Australia. Acordul cuprinde documentaţie completă şi indicaţiile pentru personalul Krupp de către specialiştii sovietici. Ambii parteneri intenţionează să extindă cooperarea şi în alte domenii ale tehnicii siderurgice.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 8, 1983, p. 12*)

Dispozitiv de control al încărcăturii pe vagonul-oală de transport al fontei lichide

Transportul fontei între furnal şi oţelărie se efectuează în mod sistematic cu vagonul-oală, atît în uzinele noi, cît şi în uzinele mai vechi care şi-au modernizat instalaţiile.

Vagonul-oală devine un element fundamental al lanţului de transport al fontei, în măsura în care joacă din ce în ce mai mult rolul de retortă de preafinare (desulfurare, defosforare şi chiar desiliciere).

Nu se mai pot face estimări aproximative şi trebuie să se cunoască precis cantitatea de fontă efectiv încărcată, cantitatea care trebuie tratată şi cantitatea livrată la oţelărie.

Simpla măsurare a nivelului nu este suficientă ; este necesar să se dispună de informaţii directe privind greutatea fontei încărcate.

Pentru a rezolva această problemă, firma CLECIM a construit un dispozitiv capabil să furnizeze un număr de informaţii utile privind gestiunea fontei şi urmărirea vagonului, ca de exemplu umplerea vagonului, controlul desulfurării, golirea sa în oţelărie, uzura materialelor refractare, mărimea depunerilor reziduale, cantitatea de zgură etc.

Acest dispozitiv original a fost inspirat de o metodă cunoscută laminoriştilor sub denumirea de Sermes. Este vorba despre o bucşă cu lubrifiant care este în realitate un cric cu deplasare mică, cu diametru calibrat, umplută cu un lubrifiant pe bază de grafit special elaborat pentru acest tip de aplicaţii.

„Bucşa cu lubrifiant" care susţine oala asigură o presiune care, transformată în semnal, este tratată în continuare de un lanţ de cîntărire clasic, care poate cuprinde afişajul, alarma, imprimanta şi chiar legătura la calculator.

S-au făcut încercări timp de peste şase luni cu cooperarea beneficiarilor, pe un vagon-oală de la Solmer (capacitate 450 t).

Măsurătorile comparative efectuate la oţelărie cu ajutorul podului de cîntărire arată diferenţe mai mici de 1%, deşi oala nu este prevăzută cu acest dispozitiv decît la una din extremităţile sale.

Această tehnică va fi aplicată integral (la ambele extremităţi ale oalei) pe cele 16 vagoane-oală de 450 t, pe care firma Usinor-Dunkerque le-a comandat firmei CLECIM.

Acest dispozitiv poate fi adaptat la toate vagoanele existente, fără modificări importante ; el se instalează între suportul oalei şi şasiu, în locul rotulei (sferă de articulaţie), preluînd şi funcţiile acesteia în afară de rolul său principal de control al încărcăturii.

(În : *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, nr. 8—9 1983, p. 735*)

Influența elementelor de aliere asupra morfologiei straturilor carburate

Dr. ing. E. Florian,
dr. ing. C. Dumitrescu
Institutul politehnic — București

CZ : 66.046.562 : 669.14.018.8

În timpul carburării produselor din oțel în atmosfere controlate — endogaz cu adaosuri de gaz natural — reglarea potențialului de carbon cu ajutorul parametrilor fazei gazoase (temperatura punctului de rouă, conținutul de bioxid de carbon etc.) este posibilă numai în cazul în care concentrația carbonului în stratul superficial nu depășește limita lui de saturație în soluția solidă γ. Procesul de saturare se desfășoară în acest caz în domeniul de existență a austenitei, fără formarea carburilor în stratul superficial [1], [2], concentrația la suprafața produsului fiind determinată de compoziția atmosferei utilizate și de activitatea termodinamică a carbonului în austenită [3]. Distribuția carbonului pe adîncimea de cementare este determinată în acest caz, pentru valori crescute ale concentrației de echilibru C_{ech}, corespunzătoare potențialului termodinamic, de valorile parametrilor cinetici ai procesului : coeficientul de difuzie a carbonului în austenită D_C^γ și constanta vitezei de reacție (adsorbție) k_C^γ. Calculul concentrației carbonului la distanța x, de suprafață, după timpul t de menținere pentru carburare, $C(x, t)$, se face utilizînd soluțiile analitice ale ecuației diferențiale ale difuziei în condițiile de suprafață de ordinul I :

$$\frac{C(x,\ t) - C_0}{C_{ech} - C_0} = 1 - \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{D_C^\gamma t}}\right) \qquad (1)$$

sau III :

$$\frac{C(x,\ t) - C_0}{C_{ech} - C_0} = 1 - \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{D_C^\gamma t}}\right) - \left\{\exp\left[\frac{k_C^\gamma}{D_C^\gamma}(x + k_C^\gamma t)\right]\right\}\left[1 - \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{D_C^\gamma t}} + \frac{k_C^\gamma}{D_C^\gamma}\sqrt{D_C^\gamma t}\right)\right] \qquad (2)$$

unde C_0 este concentrația inițială a carbonului în oțel.

Apariția compușilor (carburi, carbonitruri etc.) în stratul cementat modifică în mare măsură cinetica creșterii stratului, prin modificarea valorii concentrației C_{ech}, pe de o parte, și a valorilor coeficienților de difuzie D_C^γ și a constantei vitezei de adsorbție k_C^γ, pe de altă parte. În acest caz, ecuațiile (1) și (2) nu mai pot exprima modul real de distribuție a concentrației carbonului pe adîncimea de cementare, fiind necesară utilizarea unor metode care să țină seamă de prezența acestor compuși.

Pe de altă parte, în practica industrială se utilizează din ce în ce mai mult ciclurile combinate de carburare și carbonitrurare, care constau din conducerea procesului într-o primă perioadă, astfel încît să se formeze în stratul superficial carburi sau carbonitruri, care să se dizolve în perioada a doua [5]. Rezultatele obținute în urma utilizării acestor cicluri combinate depind de duratele menținerilor în cele două perioade amintite, care sînt la rîndul lor în funcție de tipul carburilor formate și de morfologia acestora.

În prezenta lucrare sînt analizate condițiile termodinamice de formare a carburilor, precum și influența elementelor de aliere asupra acestui proces.

Au fost analizate trei oțeluri de cementare slb aliate : 18MnCr10, 20MoCr11 și 21MoMnCr12, a avînd compozițiile chimice prezentate în tabelul 1. Carburările s-au făcut într-o singură treaptă la temperatura de 920°C, în endogaz cu 4% gaz natural, într-un cuptor cu bazin

Tabelul 1

Compozițiile chimice ale oțelurilor studiate

Marca oțelului	Conținutul de elemente, %						
	C	Si	Mn	Mo	Cr	P	S
18MnCr10	0,16	0,21	0,98	—	1,10	0,020	0,015
21MoCr11	0,19	0,30	0,40	0,24	1,25	0,016	0,014
21MoMnCr12	0,20	0,28	1,00	0,26	1,24	0,025	0,021

Tabelul 2

Concentrațiile de saturație ale carbonului în austenita aliată la 920°C și valorile presiunilor parțiale ale CO_2 în echilibru cu această concentrație

Marca oțelului	C_{sat}, %	Conținutul de CO_2	
		P_{CO_2}	% CO_2
18MnCr10	1,23	0,00082	0,082
21MoCr11	1,23	0,00083	0,083
21MoMnCr12	1,22	0,00087	0,087
Oțel nealiat conform diagramei de echilibru	1,26	0,00080	0,080

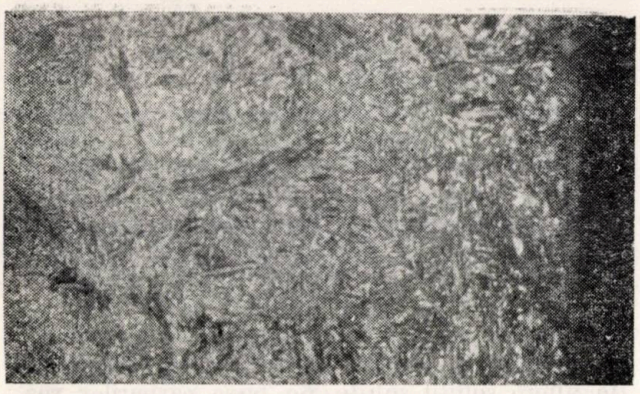


Fig. 1. Microstructura stratului carburat 8 h la 920°C pentru $\%CO_2$ =0,15 % în atmosfera cuptorului și călit, în proba din oțel 20MoCr11. Atac nital 2 %; mărire 200 : 1

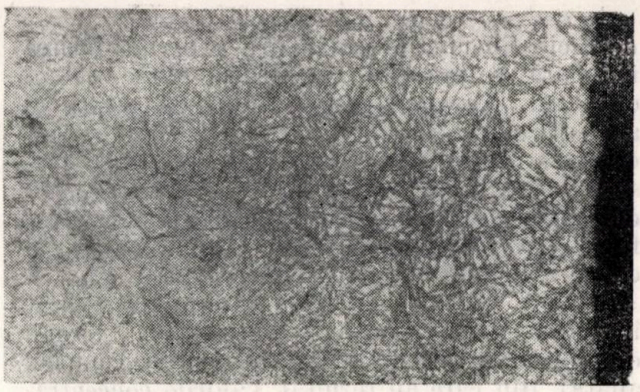
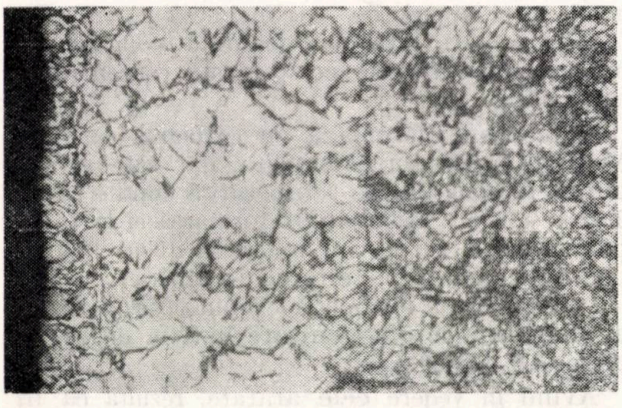


Fig. 2. Microstructura stratului carburat 8 h la 920°C pentru $\%CO_2$ = 0,15 % în atmosfera cuptorului și călit, în proba din oțel 21MoMnCr12. Atac nital 2 %; mărire 200 : 1

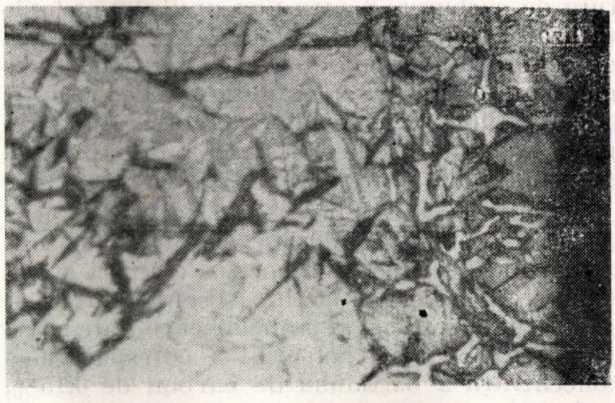
a

b

Fig. 3. Microstructura stratului carburat 8 h la 920°C pentru $\%CO_2$ = 0,08 % în atmosfera cuptorului și călit, în proba din oțel 18MnCr10. Atac nital 2 %; *a* — mărire 200 : 1 ; *b* — 500 : 1



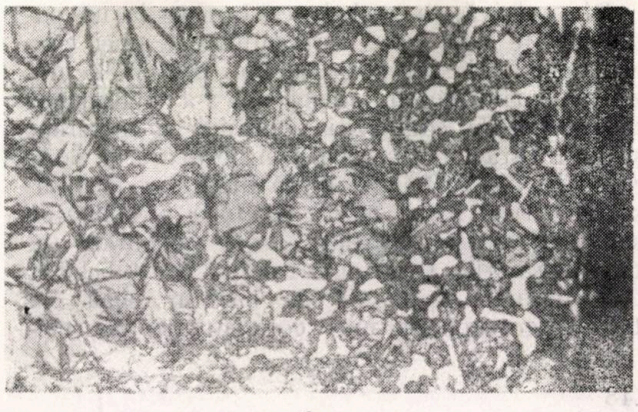
a



b

Fig. 4. Microstructura stratului carburat 8 h la 920°C pentru $\%CO_2$ = 0,08 % în atmosfera cuptorului și călit, în proba din oțel 20MoCr11. Atac nital 2 % ; *a* — mărire 200 : 1 ; *b* — 500 : 1

a



b

Fig. 5. Microstructura stratului carburat 8 h la 920°C pentru $\%CO_2$ = 0,08 % în atmosfera cuptorului și călit, în proba din oțel 21MoMnCr12. Atac nital 2 %; *a* — mărire 200 : 1 ; *b* — 500 : 1

de răcire în ulei integrat, care a permis răcirea imediată a probelor carburate, fără contact cu aerul. Reglarea potențialului de carbon al atmosferei s-a făcut cu ajutorul unui aparat cu raze infraroșii, măsurînd conținutul (presiunea parțială) bioxidului de carbon. Pentru determinarea potențialelor de carbon ale atmosferei, s-a utilizat modelul termodinamic al carburării introducînd în calcule $a^{\gamma}_{c.c.a.} = 1\,(a^{\gamma}_{c.c.a.}$ în modelul termodinamic prezentat în lucrarea [3] reprezintă activitatea termodinamică a carbonului în austenita complex aliată), din care au rezultat valorile concentrațiilor de saturație ale carbonului în austenita aliată a celor trei oțeluri analizate, precum și ale presiunilor parțiale ale CO_2 din atmosfera cuptorului, în echilibru cu aceste concentrații la 920°C (tab. 2). În tabel sînt prezentate pentru comparație și valorile acestor mărimi referitoare la austenita nealiată. Avînd în vedere datele din acest tabel, s-au făcut încercări de carburare a celor trei oțeluri la două valori ale conținutului de bioxid de carbon : 0,08% și 0,15%. Cele două valori au fost astfel alese, încît valoarea presiunii parțiale a bioxidului de carbon în echilibru cu concentrațiile de saturație a carbonului în austenita celor trei oțeluri să fie situată între ele.

Din analiza microstructurilor straturilor carburate în condițiile amintite și călite, rezultă că pentru valorile mici ale potențialelor de carbon utilizate ($\%CO_2 = 0{,}15\%$) nu s-au format carburi în timpul menținerii la temperatura de carburare pentru nici unul din oțelurile utilizate (fig. 1 și 2); valoarea concentrației de echilibru corespunzătoare potențialului termodinamic fiind inferioară limitei de saturație a carbonului în austenită la temperatura respectivă, saturarea în carbon s-a desfășurat în domeniul soluției solide monofazice γ.

Structura stratului este alcătuită din martensită și proporții diferite de austenită reziduală, în funcție de compoziția chimică a oțelului și durata menținerii. Absența carburilor în stratul superficial al probelor carburate într-o atmosferă, al cărei potențial a corespuns unei concentrații a bioxidului de carbon de 0,15%, a fost constatată indiferent de durata menținerii; acest lucru este normal avînd în vedere condițiile termodinamice create sistemului.

Dimpotrivă, în probele carburate la un potențial de carburare corespunzător unei concentrații a bioxidului de carbon de 0,07%, prezența carburilor în structură s-a determinat indiferent de compoziția chimică a oțelurilor și de durata menținerii la temperatura de saturare (fig. 3—5). Răcirea după carburare făcîndu-se cu viteză mare, a fost exclusă posibilitatea separării acestor carburi după carburare (în timpul răcirii). După cum rezultă din tabelul 2, concentrația de bioxid de carbon egală cu 0,07% corespunde unei concentrații de echilibru superioară limitei de saturație a carbonului în austenită. În acest fel au fost create din punct de vedere termodinamic condițiile exterioare de formare a carburilor în stratul superficial, motiv pentru care acestea au apărut în timpul menținerii la temperatura de saturare. Această condiție, după cum s-a mai arătat [2], [6], nu este suficientă pentru formarea izotermă a compusului. Mai este necesară o condiție internă, determinată de natura carburilor care se pot forma, și anume : carbonul trebuie să formeze cu fierul sau cu elementele de aliere soluții solide pe baza carburilor respective ; cu alte cuvinte, compușii respectivi trebuie să existe pe diagrama de echilibru într-un interval de concentrații. Numai în acest caz se poate presupune existența în zona de compuși formată a unui gradient de concentrație, care să poată face posibilă difuzia carbonului spre interior. În cazul în care carbura corespunde unei singure concentrații (cazul cementitei), la o eventuală formare a unui asemenea germen cu concentrație constantă pe raza lui, difuzia prin zona de compuși fiind împiedicată, germenele respectiv fie se redizolvă, fie se descompune cu depunerea la suprafață a elementelor componente (depunerea negrului de fum la carburarea cu $C_{ech} > C_{sat}$ a oțelurilor nealiate).

O analiză a tipurilor de carburi, pe care le pot forma elementele de aliere conținute în oțelurile analizate, arată următoarele [7] :

— cromul formează în funcție de concentrație trei tipuri de carburi : $Cr_{23}C_6$, Cr_7C_3, Cr_3C_2, carburi care nu prezintă domenii de omogenitate în ceea ce privește concentrația carbonului ;

— manganul formează cu carbonul carbura Mn_3C izomorfă cu cementita, dar care există numai în domeniul de temperaturi cuprins între 950 și 1 050°C, astfel încît formarea ei la temperaturile de carburare analizate (900—930°C) poate fi pusă sub semnul întrebării ;

— molibdenul formează carbura MoC_2, avînd un domeniu de omogenitate extrem de redus între 5,4 și 5,9%.

Avînd în vedere cele arătate, rezultă că în timpul alierii cu carbon, în cazul în care condiția termodinamică exterioară este îndeplinită ($C_{ech} > C_{sat}$), carburile formate nu sînt nici de fier nici ale elementelor de aliere. Influența elementelor de aliere se manifestă prin alierea carburii de fier (cementitei) cu aceste elemente, fapt care conduce la mărirea domeniului de concentrație în care aceste carburi pot exista. Prin acest efect, amintit și în lucrarea [8], referitor la influența azotului asupra domeniului de stabilitate a cementitei, sînt create și condițiile termodinamice interne de formare izotermă a compușilor respectivi.

Influența elementelor de aliere se manifestă și prin modificarea proporției și morfologiei

carburilor formate (fig. 3—5). Dacă în oţelul 18MnCr10 acestea au aspectul unor reţele parţial continue, de grosimi reduse, formate la limita constantelor de austenită, prezenţa molibdenului în locul manganului creşte atît proporţia de carbură, cît şi dimensiunile reţelei. Aspectul microscopic al structurii în acest caz este modificat şi prin finisarea de către molibden a granulaţiei austenitice. Efectele maxime amintite se constată la oţelul complex aliat cu Mn, Cr şi Mo.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dulămiţă, T., Florian, E. şi Toma, V. *Consfătuiri pe teme de tratamente termice.* Tîrgu Mureş, apr., 1978, p. 124—131.

[2] Florian, E. şi Marin, M. În: Metalurgia, 31, R.S.R. ,nr. 4, 1979, p. 191—194.

[3] Florian, E., Toma, V. şi Gavrilă, D. În: Metalurgia, R.S.R. nr. 2, 1984, p. 77.

[4] Florian, E. şi Cojocaru, M.: Buletinul Institutului politehnic—Bucureşti, seria Chimie-Metalurgie, 1978, XL, nr. 4, p. 97—103.

[5] Florian, E., Cojocaru, M. şi Popescu, S. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 1, 1984, p. 48.

[6] Dulămiţă, T. şi Florian, E. *Tratamente termice şi termochimice.* Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1982.

[7] Kosolapova, T. Ia. *Karbidî.* Moscova, Metallurghiia, 1968.

[8] Prjnosil, B. *Nitroţementaţiia,* Leningrad, Maşinostroenie, 1969.

DOCUMENTARE

Cuptor electric cu arc fără zgură, cu evacuare prin fund, printr-un orificiu excentric

Acest tip de cuptor, pus la punct de firma Mannesmann Demag Division Hüttentechnik, Duisburg, funcţionează cu succes în Danemarca. Amplasarea excentrică a orificiului de evacuare prin fund permite o întrerupere controlată a evacuării, prin basculareа cuptorului, pentru a reţine în acesta zgura sau oţelul lichid. Se poate astfel obţine în oală o baie fără zgură dacă după evacuare se prevede un tratament metalurgic sau se poate menţine un fund lichid în cazul utilizării buretelui de fier. Întreţinerea orificiului de evacuare se poate face prin exterior.

Alte avantaje sînt:

— posibilitatea de a realiza, pe cca 87% din pereţii cuptorului, o căptuşeală sub formă de panouri răcite cu apă (economie de materiale refractare, de mortar fluid, creşterea capacităţii cuptorului);

— o temperatură de evacuare mai mică cu pînă la 30°C faţă de metodele de turnare convenţionale, datorită jetului de evacuare scurt şi compact şi a reducerii timpului de evacuare (reducerea energiei pentru supraîncălzire, reducerea consumului de electrozi, reducerea timpului de la o evacuare la alta);

— un jet de evacuare compact rezultat de la o geometrie de evacuare favorabilă (reducerea pierderilor de căldură, a absorbţiei de gaz, a incluziunilor, a posibilităţilor de turnare în oală acoperită, mărirea durabilităţii căptuşelii pereţilor oalelor datorită absenţei eroziunii pe pereţii laterali);

— un unghi de basculare maxim de 15°;

— lipsa cheltuielilor de investiţii şi de exploatare pentru dispozitivul de închidere cu sertar;

— posibilităţi de amplasare chiar în oţelăriile existente, facilitate de unghiul redus de basculare şi de suplеţe la nivelul evacuării oţelului lichid (în axul cuptorului sau perpendicular pe el).

Aceste avantaje fac din cuptorul electric cu arc cu evacuare prin fund, printr-un orificiu excentric, o unitate de topire foarte interesantă atît pentru producţia de oţel normal, cît şi pentru elaborarea de oţeluri fine şi speciale.

(În: *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, nr. 8—9, 1983, p. 736*)

Laminor de ţevi fără sudură instalat la Bilbao

Societatea spaniolă Tubos Reunidos SA va instala la Bilbao un laminor orizontal pentru ţevi fără sudură, considerat ca primul de acest fel din lume. Valoarea proiectului este estimată la 10 mil. £. Laminorul se va baza pe procedeul german CPE, iar operaţiile de engineering vor fi realizate de societatea Tubos Reunidos.

Proiectul se încadrează în programul de modernizare a societăţii, iniţiat în anul 1982, care impune investiţii totale de 20 mil. £.

Societatea Tubos Reunidos este unul dintre principalii producători spanioli de ţevi sudate şi fără sudură din oţel. Anul trecut, vînzările societăţii s-au ridicat la 76 mil. £, adică cu 4,5% peste cele realizate în anul 1981, în ciuda unei reduceri de 5% a exporturilor.

(În: *Steel Times International, Anglia, nr. 3. 1983, p. 2*)

Finalizarea unui laminor pentru ţevi fără sudură la societatea Sumitomo Metals

Societatea Sumitomo Metals a finalizat punerea la punct a unui laminor pentru ţevi fără sudură cu diametru mic, la uzinele Kainan Steel Tube. La experienţa cîştigată de societatea Sumitomo Metals în fabricarea ţevilor fără sudură se adaugă noi tehnologii puse la punct, care au contribuit la obţinerea unei raţionalizări complete. Printre acestea, sînt utilizarea unui nou laminor perforator, a unui laminor de echilibrare cu trei cilindri şi a unui laminor cu dorn de reţinere. Computerizarea completă a comenzii funcţionării este o altă caracteristică importantă a acestui laminor. Împreună cu cele trei laminoare existente, se aşteaptă ca noul laminor să consolideze sistemul de producţie a conductelor şi ţevilor de la societatea Sumitomo Metals, în special în domeniul conductelor şi ţevilor de înaltă calitate cu diametru mic.

(În: *Steel Today and Tomorrow, Japonia, nr. 36, 1983, p. 18*)

Influența oxidării superficiale asupra procesului de nitrurare

Dr. ing. M. Cojocaru
dr. ing. E. Florian
Institutul politehnic — București
chim. Doina Cojocaru
Liceul economic nr. 4

CZ : 621.785.53 : 66.056.9

Diferitele lucrări existente în literatura de specialitate vin cu date contradictorii privind modul în care acționează peliculele de oxid formate anterior sau în timpul tratamentului termochimic (nitrurare, carburare) asupra caracteristicilor termodinamice și cinetice ale procesului respectiv.

În lucrarea de față, autorii își propun drept scop determinarea influenței pe care o manifestă prezența peliculei de oxid asupra cineticii de formare a stratului nitrurat și morfologiei acestuia. Procesul combinat : oxidare + + nitrurare, efectuat pe probe executate din Fe—ARMCO (Ø 10 × 10 mm) a fost condus într-un cuptor electric vertical, de laborator (dimensiuni ale spațiului util Ø 100 × 500 mm) prevăzut cu bare de silită, utilizînd o atmosferă de amoniac, parțial disociat ($\alpha = 20-40\%$) cu o concentrație ridicată a vaporilor de apă. Determinările privind cinetica de formare a stratului oxinitrurat au fost efectuate în intervalul de temperaturi 510—650°C (deci sub și respectiv peste temperatura de transformare eutectoidă în sistemul Fe—N), interval în care pelicula de oxid este compusă din hematită Fe_2O_3 și magnetită Fe_3O_4 (creșterea temperaturii implicînd o creștere a proporției de Fe_3O_4 și apariția concomitentă a wustitei FeO, pentru temperaturi superioare lui 570°C).

Analiza rezultatelor obținute în urma cercetărilor experimentale s-a efectuat prin metode specifice de analiză structurală : metalografie optică, pentru evidențierea morfologiei stratului oxinitrurat, analiză roentgenostructurală (cu ajutorul unui difractometru de tip TUR-M60), determinări ale variației microdurității pe secțiunea stratului oxinitrurat (cu ajutorul unui microdurimetru tip PMT-3, utilizînd o sarcină de 40 g).

O serie de lucrări de specialitate [1]—[3], lucrări care au avut drept scop elucidarea mecanismului de descompunere a amoniacului utilizat ca mediu pentru cementare și totodată explicarea mecanismului adsorbției au pornit, așa cum era și firesc, de la analiza interacțiunilor care se produc la interfața metal-gaz. Mecanismul adsorbției explicat prin schimbul de electroni, care se produce între suprafața metalului supus tratamentului și molecula de gaz (NH_3), își găsește confirmarea în observațiile de ordin practic. Premisa inițială a fost legată de prezența unei pelicule fine de oxid de fier pe suprafața produsului supus cementării, oxid pentru care energia de rupere a electronului (3,0 eV) este foarte apropiată de valoarea pe care o are afinitatea moleculei neutre de NH_3 față de electron (+ 2,8 eV), spre deosebire de + 4,31 eV în cazul Fe pur, diferența de energie necesară electronului pentru depășirea barierei de potențial fiind acoperită de efectul încălzirii în vederea nitrurării [2], [7].

Concentrația vaporilor de apă în spațiul cuptorului în care se desfășoară procesul va dicta pe de o parte cinetica de creștere a stratului de oxid și pe de altă parte cinetica de formare a stratului nitrurat (procese care se desfășoară concomitent și sînt dependente de valoarea parametrilor termici și temporali ai procesului).

În cazul în care în atmosfera utilizată la nitrurare concentrația vaporilor de apă este ridicată, cinetica de creștere a stratului de oxid va fi dictată de o relație de tipul [10] :

$$\frac{y^2}{K_D} + \frac{2y}{K_C} = 2C_0 \cdot t + A' \qquad (1)$$

unde : K_D este constanta dependentă de condițiile în care se efectuează difuzia prin pelicula de oxid ;
K_C — constanta vitezei reacției de oxidare ;
C_0 — concentrația agentului oxidant la suprafața exterioară a peliculei de oxid ;
A' — constanta de integrare.

Relația (1) se simplifică, în momentul în care pelicula de oxid devine suficient de groasă, astfel încît datorită diferenței mari care se instaurează între valorile corespunzătoare lui :

$$\frac{y^2}{K_D} \quad \text{și} \quad \frac{2y}{K_C}\left(\frac{y^2}{K_D} \gg \frac{2y}{K_C}\right),$$

al doilea termen poate fi neglijat, astfel încît se obține o dependență de tip parabolic (2) :

$$y^2 = 2K_D \cdot C_0 \cdot t + A' \qquad (2)$$

La concentrații reduse ale vaporilor de apă (sau alt agent oxidant) în mediul utilizat la nitrurare (purificat avansat), pelicula de oxid formată, de dimensiuni reduse de ordinul a cîtorva diametre atomice, va intensifica procesul de ionizare a moleculei de amoniac și

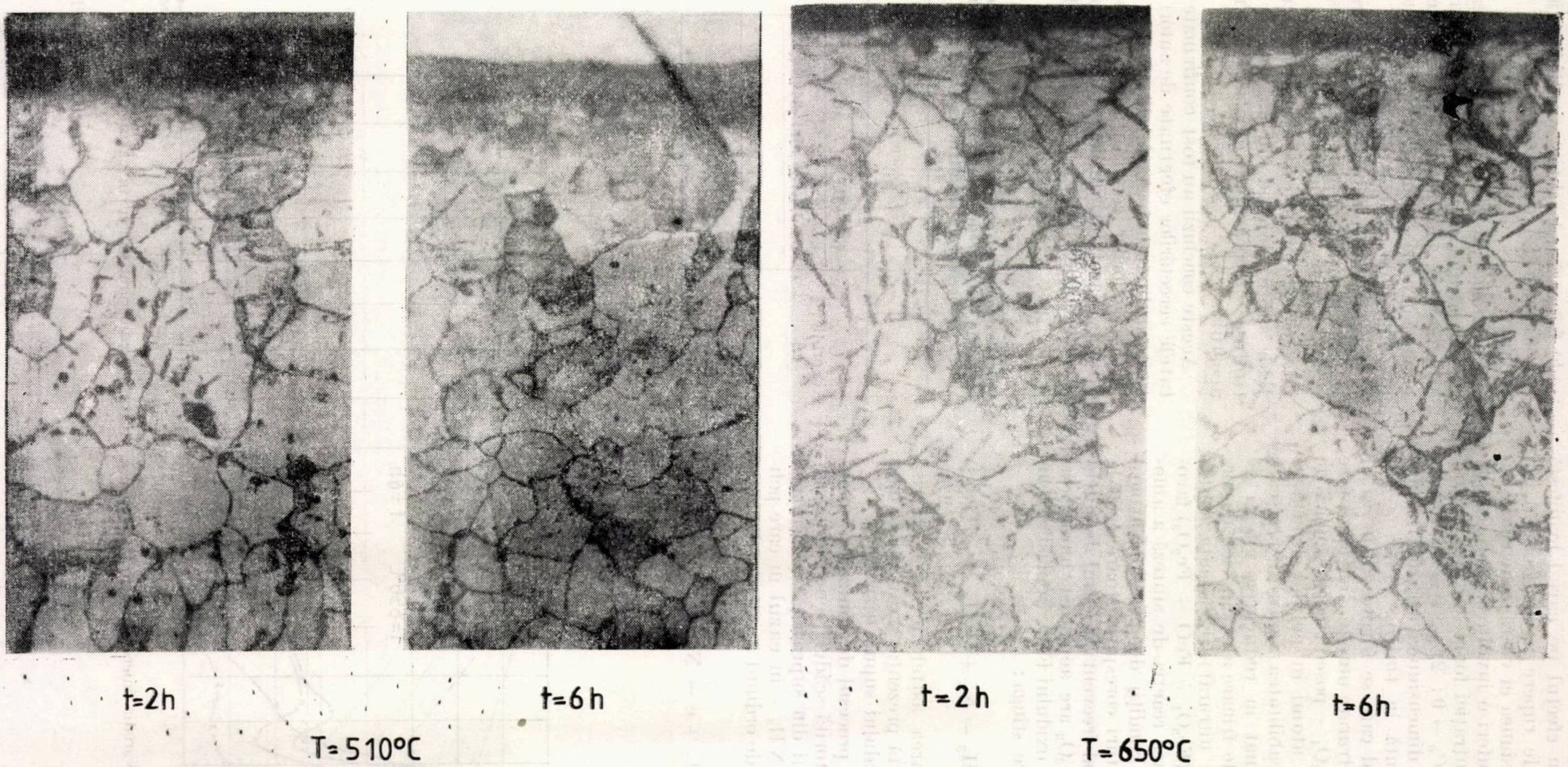


Fig. 1. Microstructurile probelor din Fe—ARMCO oxinitrurate în diferite condiții, în atmosfere de $NH_3 + H_2O$ vapori. Reactiv de atac: nital 2%. Mărire 360×1

de adsorbție, prin efectul pe care-l manifestă asupra energiei de rupere a electronului din suprafață. Dimensiunea ei va rămîne constantă în timp sau va suferi o involuție datorită absenței sau concentrației foarte reduse a agentului oxidant ($C_0 \to 0$; $2C_0 \cdot t \to 0$ rezultă din relația (1) că dimensiunea stratului oxidat y rămîne constantă în timp).

Pelicula de oxid care se formează, în cazul atmosferelor de nitrurare umede, conținînd faze de tip spinel (Fe_3O_4 — posedă rețea cubică de tip spinel cu 56 atomi în celula elementară [8]) reduce permeabilitatea azotului, fapt care se reflectă automat în reducerea vitezei de saturare (efecte de frînare ale cineticii de formare a stratului nitrurat). Existența acestui tip de oxid mixt ($Fe_3O_4 = FeO + Fe_2O_3$) favorizează de asemenea reacția de sinteză a amoniacului,chiar în condiții de presiune atmosferică și temperaturi corespunzătoare celei la care are loc în mod frecvent procesul de nitrurare [4]—[6]; Fe_2O_3 are acțiunea unui catalizator în prezența oxidului FeO, deplasînd echilibrul reacției spre stînga:

$$2\,NH_3 = N_2 + 3\,H_2 \qquad (3)$$

Se poate remarca astfel acțiunea diferită pe care o manifestă prezența stratului de oxid pe suprafața metalului supus nitrurării:

a) accelerează procesul de ionizare a moleculei de NH_3 (datorită scăderii energiei de rupere a electronului din suprafață)și ușurează adsorbția ionului NH_3^- — în cazul în care pelicula este subțire, de ordinul a cîtorva diametre atomice:

$$NH_3 + e \to NH_3^- \qquad (4)$$

b) frînează adsorbția și difuzia ionilor de amoniac (NH_3^-) datorită structurii sale reticulare;

c) datorită acțiunii catalitice pe care o manifestă asupra produselor de descompunere a amoniacului, adsorbite în pelicula de oxid, activează reacția de sinteză a amoniacului chiar în condiții de presiune atmosferică.

Aceasta oferă posibilități de accelerare a procesului de nitrurare prin creșterea presiunii parțiale a NH_3 nedisociat la interfața gaz-oxid. Efectul este important numai în cazul peliculelor subțiri de oxid, în caz contrar manifestîndu-se în principal efectul de frînare al acestuia.

Aceste concluzii au fost confirmate de rezultatele cercetărilor efectuate de autori sau existente în literatură. Astfel din analiza comparativă a valorilor constantelor de adsorbție și difuzie a azotului, determinate în cazul nitrurării la 600°C, fără și cu oxidare prealabilă

Tabelul 1

Valorile comparative ale constantelor care caracterizează procesele de adsorbție și difuzie ale azotului în cazul proceselor de oxinitrurare și nitrurare [9]

		Oxinitrurarea	Nitrurarea
Adsorbție	K $g^2/cm^2 \cdot s$	$7 \cdot 10^{-3}$	$2{,}67 \cdot 10^{-3}$
	Q_a J/4,18 · mol	34 000	28 600
Difuzie	D cm^2/s	$6{,}26 \cdot 10^{-3}$	$8{,}76 \cdot 10^{-4}$
	Q_d J/4,18 · mol	19 400	15 700

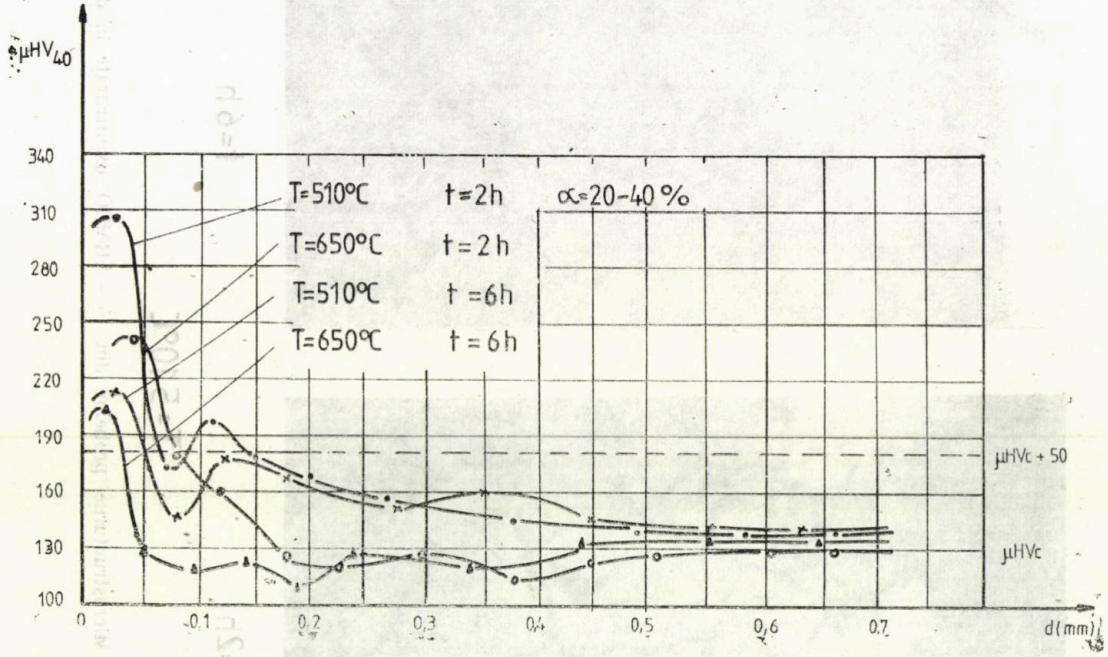


Fig. 2. Variația microdurității pe secțiunea stratului oxinitrurat obținut în cazul Fe—ARMCO

a probelor din Fe—ARMCO [9] (tab. 1), rezultă efectul de frînare produs de peliculele de oxizi formate anterior asupra celor două procese.

Cercetările efectuate de autori privind nitrurarea probelor din Fe—ARMCO decapate inițial, nitrurare efectuată la temperaturi de 510 și 650°C în atmosferă de amoniac umed, au arătat după 2 și 6 h de menținere prezența în stratul superficial a oxidului Fe_3O_4.

Din punct de vedere cinetic, influența peliculelor de oxid, formate în timpul procesului de nitrurare (oxinitrurare), s-a manifestat prin:

— scăderea în timp a durității superficiale a stratului nitrurat (fig. 2);

— micșorarea în stratul cementat a proporției de nitruri în exces, cu creșterea duratei de menținere.

Aceste rezultate se explică făcînd apel la concluziile prezentate anterior, privind influența peliculei de oxid asupra cineticii globale a procesului de nitrurare. La durate mici de nitrurare, stratul de oxid format are dimensiuni reduse (creșterea peliculei de oxid se face lent, avînd în vedere valorile foarte scăzute ale coeficientului de difuzie a oxigenului în stratul de oxid format), manifestîndu-se în acest caz influența favorabilă a oxidului prin creșterea concentrației de azot adsorbite. Prin mărirea în timp a dimensiunii stratului de oxid, acesta începe să frîneze adsorbția azotului. În această etapă a procesului are loc dizolvarea particulelor de nitruri în exces, difuzia azotului dizolvat spre zonele interioare ale produsului, ceea ce conduce la scăderea concentrației azotului în zona superficială și deci la scăderea durității acestei zone.

În aceste condiții rezultă că procesul de nitrurare este esențial influențat de concentrația vaporilor de apă din atmosfera cuptorului. Atmosferele umede, conducînd la formarea unor straturi groase de oxid, frînează procesele, determină în același timp obținerea unor caracteristici mecanice scăzute ale stratului nitrurat. Nu sînt indicate nici atmosferele foarte uscate, atmosfere care provoacă de asemenea o frînare a adsorbției azotului prin reducerea efectului ionizator al suprafeței produsului metalic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Florian, E. și Cojocaru, M. *Aspecte privind termodinamica și cinetica disocierii amoniacului în timpul încălzirii la nitrurarea și carbonitrurarea oțelurilor.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 6, 1978.

[2] Cojocaru, M. și Florian, E. *Cementarea cu azot, rezultat al schimbului de electroni între metal și amoniac.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 7, 1978.

[3] Florian, E. și Cojocaru, M. *Comportarea amoniacului în timpul încălzirii, explicată prin mecanismul ionic de adsorbție.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 9, 1978.

[4] * * * *Kataliticeskie svoistva vescestv.* Spravocinik, Moscova, Izd-vo Naukova Dumka, 1968.

[5] Berkmam, I. ș.a. *Kataliz v neorganiceskoi himii.* Moscova, Gostoptehizdat T. 1, 1949; T.2, 1949.

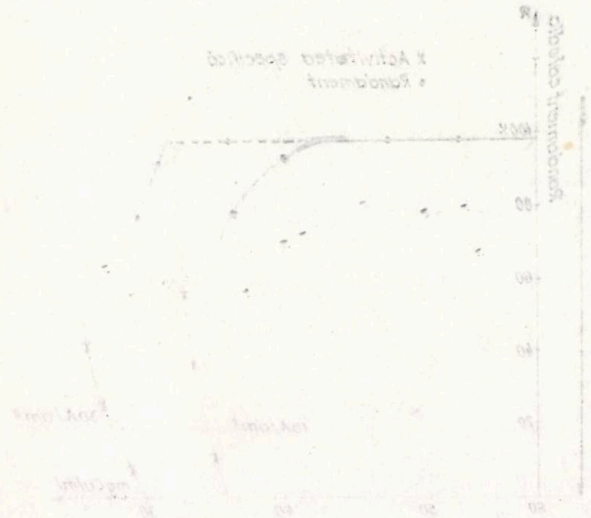
[6] * * * *Fiziko-himiceskie svoistva okislov.* Spravocinic, Moscova, Izd-vo Metallurghiia, 1969.

[7] Vedeneev, V.I. *Energhiia razriva himiceskih sviazei.* Moscova, Izd. AN U.R.S.S., 1962.

[8] Vol, A.E. *Stroenie i svoistva metalliceskih sistem.* Moscova, M. Fizmatghiz, T2, 1962.

[9] Lahtin, I. M. și Liubkin, A. A. *Vlianie predvaritelinovo okislenia na profess azotirovaniia nekotorîh splavov jeleza. V. Kn. Himiko-termiceskaia obrabotka stali i splavov.* Moscova, Izd-vo Mașinostroenie, 1969.

[10] Akimov, G. V. *Osnovi uceniia o korozii i zascite metallov.* Moscova, Metallurghizdat, 1946



Studiul purificării și obținerii unor metale prin electroliză în soluții de săruri metalice în mediu apos

Ing. M. Dinu
Ministerul Industriei de Mașini-Unelte, Electrotehnică și Electronică — București

CZ : 541.135 : 669.2/.8

Electroliza soluțiilor apoase de săruri metalice este un procedeu relativ comod de obținere a metalelor de înaltă puritate [1]—[3]. Se utilizează în general soluții deja purificate prin alte procedee [4].

Un metal poate fi obținut prin electroliză prin două căi : anod solubil sau extracție din soluție cu anod insolubil, electrodepunere. În prezentul studiu s-a utilizat anodul insolubil din platin pur.

Se prezintă cîteva probleme privind obținerea cuprului, fierului, nichelului și cobaltului, în stare de înaltă puritate, din soluții apoase ale sărurilor acestor metale.

Cuprul. În cupru, fierul este impuritatea preponderentă și nu se elimină prin alte metode de rafinare decît relativ greu [4]. S-au studiat posibilitățile de purificare și extragere a cuprului din mediile nitrat, sulfat și clorură.

Nitrat de cupru. Cantitatea de fier de eliminat este de cca $0{,}5.10^{-6}$ (greutate). Cu ajutorul radiotrasorului Fe^{59}_{26} s-au studiat condițiile de separare prin electroliză (fig. 1). Cu cît soluția este mai concentrată în cupru, cu atît se cere densitate de curent mai mare pentru a depune pe catod fierul din soluție. Fierul se depune mai ușor către sfîrșitul electrolizei, cînd soluția este relativ mai săracă în cupru.

S-a studiat și variația randamentului catodic în funcție de densitatea de curent aplicată, utilizîndu-se o soluție cu un conținut de 125 mg Cu/ml și aciditate de 0,02 la 0,1 $NHNO_3$. Vasul de electroliză este din sticlă termorezistentă (Pyrex), catodul, din cupru ecruisat.

Din figura 1 rezultă că randamentul catodic este puternic influențat de densitatea de curent. Pentru o densitate de curent de 7 A/dm², se depun cca 10% din metalul conținut în soluție, iar la 15 A/dm² se pot extrage cca 70%. Explicația scăderii randamentului s-a găsit prin măsurarea cantității de acid azotic liber în soluție, care crește proporțional cu depunerea cuprului pe catod.

La o densitate de curent de 60 A/dm², se observă descărcarea radicalului NO_3 cu degajare de vapori nitroși.

Corelînd randamentul catodic cu parametrii de depunere a fierului din soluție, s-au ales următoarele condiții de lucru :

— densitatea de curent, 15 A/dm² raportată la suprafața inițială a catodului;

— concentrația inițială de metal, 125 mg Cu/ml ;

— aciditatea soluției exprimată în cantitatea de acid NHO_3, 0,2 N ;

— cantitatea de metal depusă la catod, 75%.

Sulfat de cupru. Purificarea cuprului cu anod solubil în mediu de sulfat a fost obiectul mai multor studii [5], [6]. Ca și în cazul nitratului

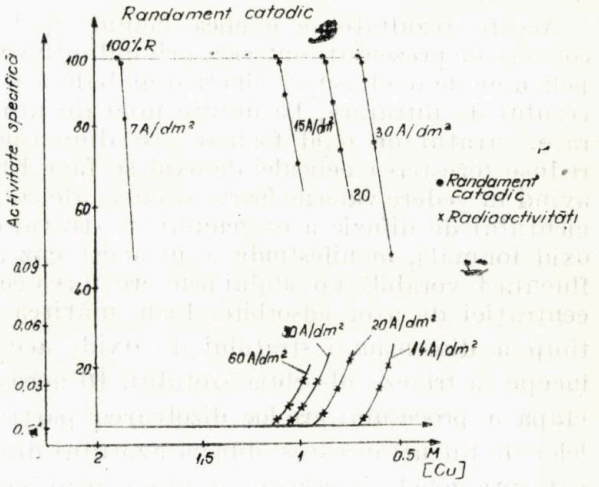


Fig. 1. Electroliza unei soluții de nitrat de cupru $Cu(NO_3)$. Randamentul catodic în funcție de densitatea de curent. Începutul depunerii fierului trasor pe catod în funcție de densitatea de curent și concentrația în cupru exprimată în mol Cu/l

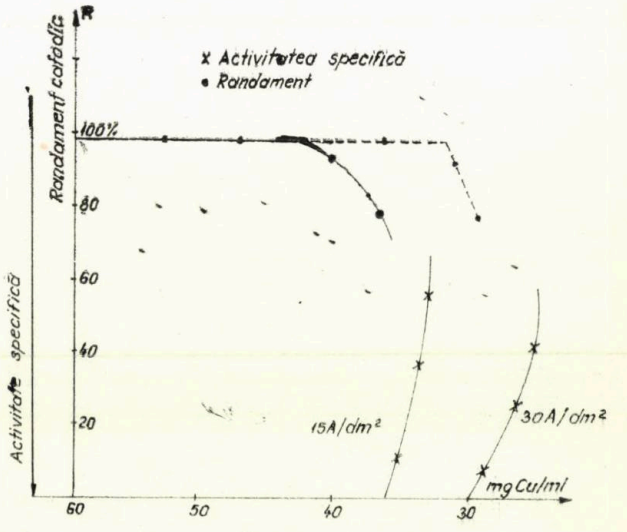


Fig. 2. Electroliza unei soluții de sulfat de cupru $CuSO_4$. Depunere masivă (linia continuă), depunere pudră (linia punctată) DC ≥ 20 A/dm²

de cupru, s-au studiat condiţiile de depunere pe catod a fierului radiotrasor Fe^{59}_{26} [7]. Figura 2 prezintă începutul depunerii fierului pe catod, în funcţie de densitatea de curent şi concentraţia în cupru a soluţiei.

Soluţiile neutre de sulfat de cupru sînt foarte diluate, din lipsă de solubilitate, şi practic inacceptabile pentru scopuri de extragere-purificare. Condiţii mai bune oferă o soluţie de 50 mg Cu/ml cu o aciditate de $2NH_2SO_4$.

Pentru densitatea de curent mai mare ca 18 A/dm^2, depozitul catodic este sub formă de pudră şi cade pe fundul vasului de electroliză, iar la densitatea de curent sub 10 A/dm^2 randamentul catodic este inferior lui 60%, iar după ce s-au depus cca 10% din metalul conţinut în baie, randamentul scade brusc, tinzînd către zero.

Cele mai bune rezultate s-au obţinut adaptînd următoarele condiţii de lucru:

— densitatea de curent, 15 A/dm^2;
— aciditatea, $2NH_2SO_4$;
— concentraţia soluţiei, 50 mg Cu/ml;
— cantitatea depusă la catod, 60%.

Clorura cuprică. Electroliza soluţiilor apoase de clorură cuprică nu a condus la depozit metalic pe catod [7], deşi după potenţialul de oxidoreducere a cuprului se situează printre metalele uşor de redus în mediu apos. Electroliza sărurilor de cupru concentrate nu a făcut obiectul unor studii speciale, deşi metoda este utilizată şi recomandată în chimia analitică [7], [11].

Cu ajutorul studiilor de absorbţie pe răşină anionică şi cationică [9] s-a explicat imposibilitatea depunerii cuprului şi tot acestea au indicat soluţiile ce permit realizarea depunerii cuprului metalic din soluţiile ce permit realizarea depunerii cuprului metalic din soluţia de $CuCl_2$ în apă neutră. S-a arătat că adaosurile de LiCl, NaCl, KCl şi $MgCl_2$, $CaCl_2$, SrCl şi $BaCl_2$ permit disocierea moleculei de $CuCl_2$ pînă la forma Cu^{2+} care se depune uşor pe catod [9].

Clorura cuprică este purificată în prealabil prin schimbătoare de ioni [4]. Electrodepunerea cuprului poate fi condusă pînă la epuizarea soluţiei. Randamentul catodic se îmbunătăţeşte cu scăderea concentraţiei în clorură cuprică.

Rezultate. Catozii astfel obţinuţi au fost topiţi în vid 10^{-2} tor 15 min. Dozarea fierului se face prin radioactivare în neutroni şi a permis controlul eficacităţii metodei testate. Pe de altă parte, prin activare în neutroni termici, s-a verificat conţinutul în clor şi sulf al acestor eşantioane şi s-a constatat că ele rămîn de ordinul $\leqslant 1 \times 10^{-6}$ (greutate) (tab. 1).

Din ansamblul acestui tabel rezultă că cele mai bune rezultate se obţin prin extracţia cuprului din soluţia de nitrat. Se recomandă purificarea cuprului prin această metodă, în

Tabelul 1

Conţinutul de fier şi raportul de rezistivitate la eşantioanele de cupru

Metal iniţial: Cupru de înaltă puritate 99,000
0,5 ppm Fe

$\rho_{4,2K}/\rho_{294K} \times 10^{-4} = 5$
$R_{294K}/R_{4,2K} = 2\,000$

Metalul obţinut prin electroliză	Conţinut în Fe, ppm	$\rho_{4,2K}/\rho_{294K}$ 10^{-4}	$R_{294\,K}/R_{4,2\,K}$
Sulfat	0,3—0,4	3,6	3 000
Nitrat	0,1—0,09	1,4	7 000
Clorură	0,2—0,3	3,5	3 000

scopul obţinerii unui metal cu un conţinut inferior lui 0,1 ppm fier, valoare care nu mai fusese atinsă [10].

Nichelul. Impurităţile majore ale nichelului care se elimină greu prin topire zonară sînt fierul şi cuprul.

Studiul separării impurităţilor prin electroliză constă în a măsura variaţia coeficientului de purificare, în funcţie de parametrii electrolizei [7]:

$$\alpha = \frac{\%\text{ de impuritate depusă la catod}}{\%\text{ de metal de bază depus la catod}}$$

Figurile 3 şi 4 reprezintă variaţia coeficienţilor α_{Fe} şi α_{Cu} în funcţie de densitatea de curent şi concentraţia în nichel a soluţiei.

Fierul se depune de preferinţă la densităţi mari de curent (20—30 A/dm^2), care dealtfel nu sînt cele utilizate în mod curent la depunerea nichelului.

Cuprul se depune de preferinţă la densităţi de curent mici (sub 10 A/dm^2), ceea ce permite eliminarea lui prin electroliza primară. Această operaţie se efectuează la densităţi de curent mici (< 5 A/dm^2) şi se depune o cantitate de metal mai mică de 10%. Prin electroliza primară se elimină o bună cantitate de cupru log $\alpha_{Cu} > 0{,}8$) şi puţin fier (log $\alpha_{Fe} < 0{,}6$). Cînd conţinutul în fier şi cupru depăşeşte 15.10^{-6} în metalul iniţial, se recomandă alte metode de purificare [1], [4].

Pentru electroliza soluţiilor de clorură de nichel se utilizează următorii parametri:

— concentraţia iniţială, 120 mg Ni/ml;
— concentraţia la sfîrşitul electrolizei, 30 mg Ni/ml;
— aciditatea soluţiei, *p*H 1 la 3;
— temperatura de lucru, 40—60°C;
— electroliza primară, 3—5 A/dm^2; se depun cca 5—8% din nichelul conţinut în soluţie;
— compartimentele anod şi catod nu sînt separate prin diafragmă;
— anod — platin pur;
— catod—nichel pur ecruisat.

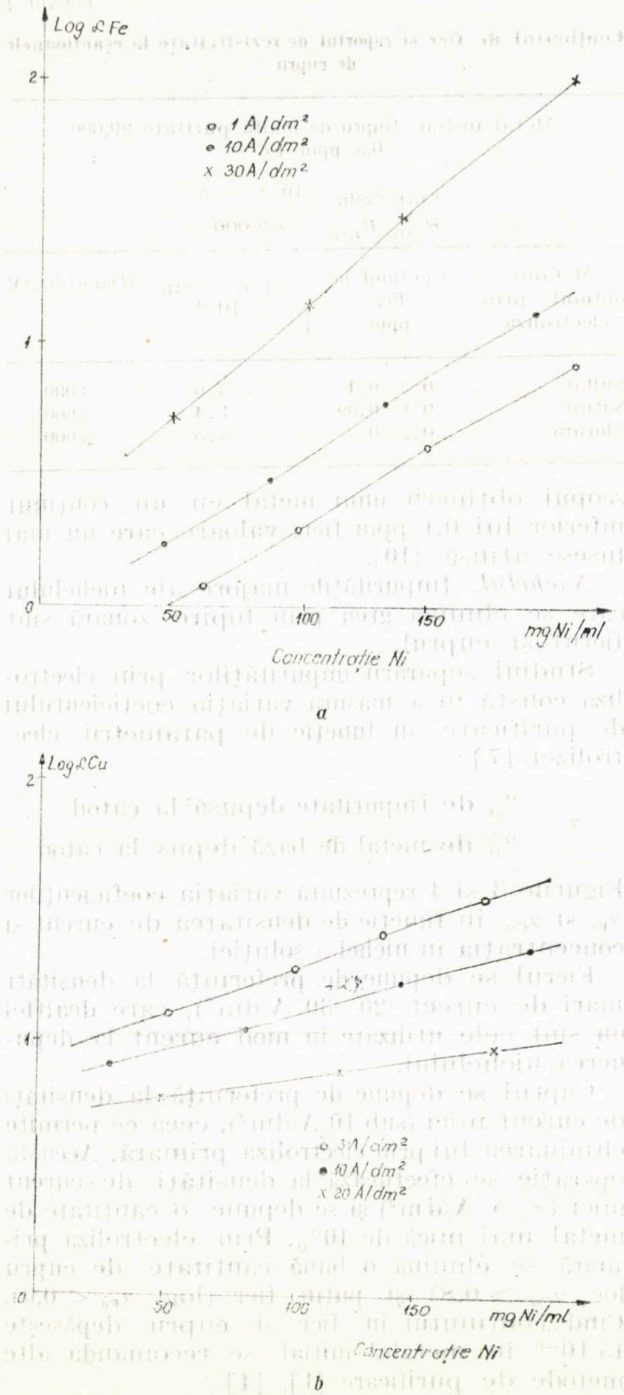


Fig. 3. Electroliza unei soluții de $NiCl_2$. Variația coeficientului α_{Fe} (*a*) și α_{Cu} (*b*), în funcție de densitatea de curent și concentrația în nichel

Electroliza la o temperatură de 20—30°C conduce la un depozit catodic sub formă de pudră, constituit din metal și hidroxid amorf. Recopt la 650°C în atmosferă de argon, rezultă un amestec metal-oxid, iar în atmosferă de hidrogen, nichel în pudră.

Fierul. Cuprul este impuritatea ce se elimină mai greu prin electroliză. Figurile 1 și 5 reprezintă variația α_{Cu} și α_{Ni} în funcție de densitatea de curent și concentrația în fier a unei soluții de clorură feroasă. Din figură rezultă că cuprul se depune mai bine în soluții concentrate și la densități de curent relativ mici. Aceeași evoluție o are și nichelul.

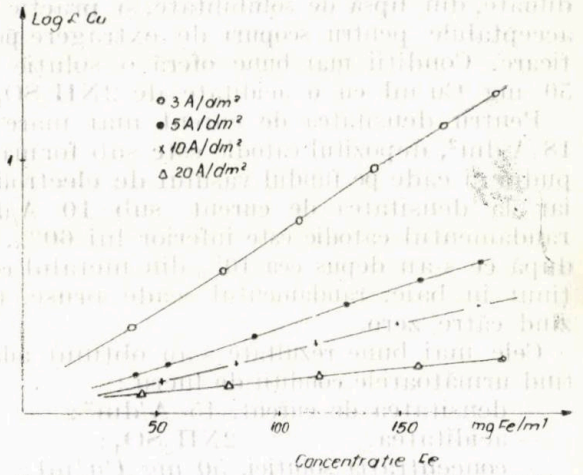


Fig. 4. Electroliza unei soluții de $FeCl_2$. Variația coeficientului α_{Cu}, în funcție de densitatea de curent și concentrația în fier

Electroliza deci permite eliminarea cuprului și nichelului dacă se lucrează în soluții concentrate și cu densități de curent mici (~ 3 A/dm²). Electroliza unei soluții prealabil purificate prin alte metode permite obținerea unui fier de înaltă puritate [4].

Fierul inițial conține 10 ppm Cu. După trecerea în soluție de clorură feroasă, electroliza primară și depunerea pe catod, fierul conține între 0,9 și 1,1 ppm Cu.

Electroliza clorurii feroase se aplică de mai mult timp ca metodă de purificare a fierului [1], [2]. Mecanismul electrolizei nu a fost studiat decît mult mai recent [11]. Electroliza clorurii feroase pentru obținerea fierului de înaltă puritate se efectuează în vase din sticlă termorezistentă. Spațiul catodic și cel anodic sînt separate prin diafragme din sticlă fritată. Studiul mecanismului de electroliză a pus în evidență că precipitatul de hidroxid de fier în compartimentul anodic se datorește lipsei de clor din soluție și deplasării unui echilibru. O reacție asemănătoare se produce și la electroliza clorurii ferice.

Cobaltul [11]. D. Salyer, T. R. Sweet, W.J. Williams și alții [13], [14] s-au ocupat de studiul reducerii electrolitice a cobaltului în mediu de sulfat. Reducerea cobaltului din clorură în mediu apos nu s-a studiat încă.

S-a realizat electroliza unei soluții de clorură de cobalt. Această soluție este obținută prin dizolvarea anodică a metalului în acid clorhidric și purificată prin tehnica schimbătorilor de ioni [4]. Soluția este adusă la aciditate convenabilă.

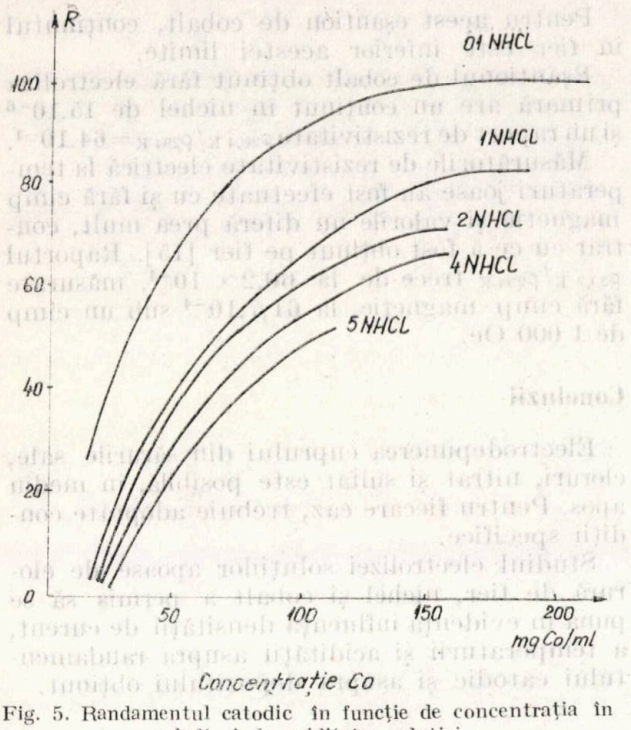


Fig. 5. Randamentul catodic în funcție de concentrația în cobalt și de aciditatea soluției

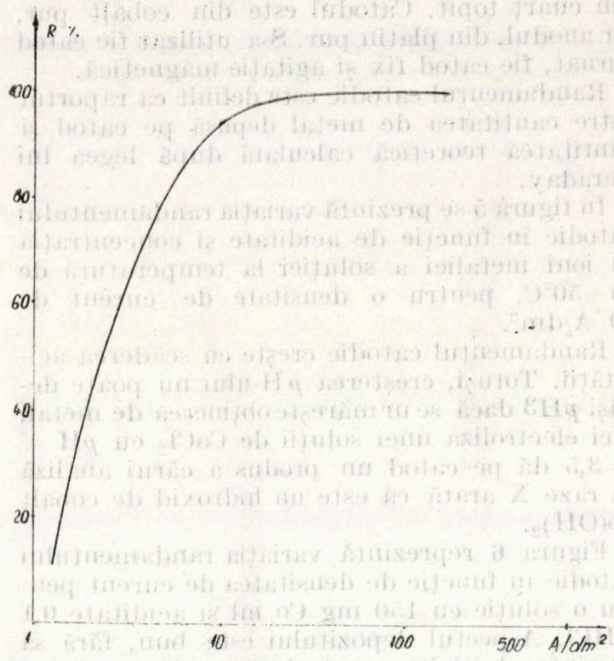
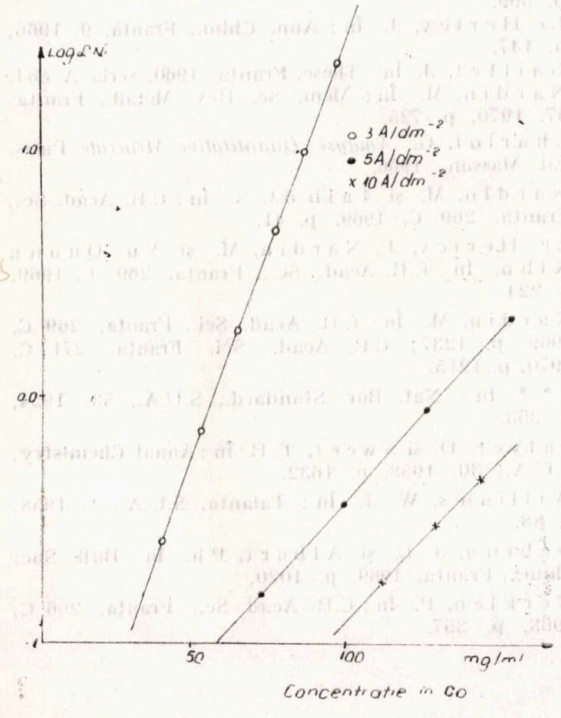
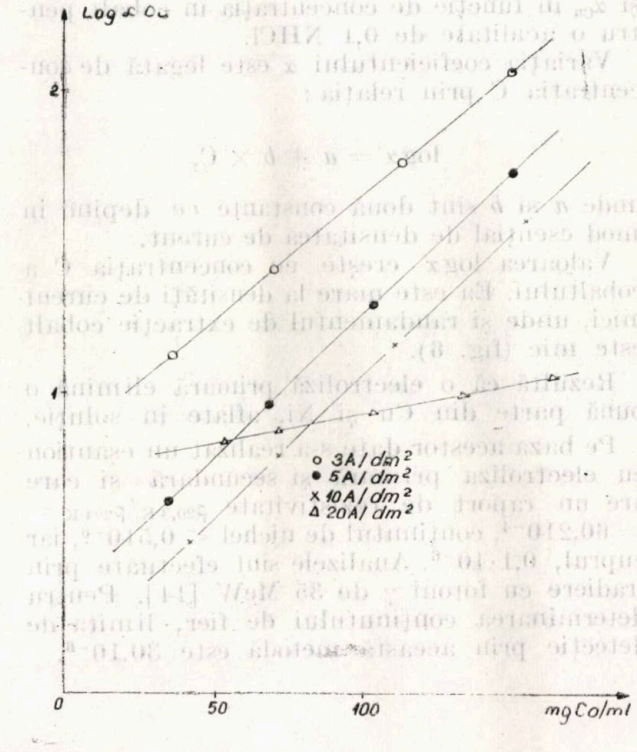


Fig. 6. Electroliza unei soluții de $CoCl_2$. Randamentul catodic în funcție de densitatea de curent



a



b

Fig. 7. Electroliza unei soluții de $CoCl_2$. Variația coeficientului $\alpha_{Ni}(a)$ și $\alpha_{Cu}(b)$, în funcție de densitatea de curent și de concentrația în cobalt; pH = 0,1 H — HCl

Electroliza se efectuează într-un recipient din cuarţ topit. Catodul este din cobalt pur, iar anodul, din platin pur. S-a utilizat fie catod turnat, fie catod fix şi agitaţie magnetică.

Randamentul catodic este definit ca raportul între cantitatea de metal depusă pe catod şi cantitatea teoretică calculată după legea lui Faraday.

În figura 5 se prezintă variaţia randamentului catodic în funcţie de aciditate şi concentraţia în ioni metalici a soluţiei la temperatura de 45—50°C, pentru o densitate de curent de 10 A/dm^2.

Randamentul catodic creşte cu scăderea acidităţii. Totuşi, creşterea *p*H-ului nu poate depăşi *p*H3 dacă se ur măreşte obţinerea de metal, căci electroliza unei soluţii de $CoCl_2$ cu *p*H = = 3,5 dă pe catod un produs a cărui analiză cu raze X arată că este un hidroxid de cobalt $Co(OH)_2$.

Figura 6 reprezintă variaţia randamentului catodic în funcţie de densitatea de curent pentru o soluţie cu 150 mg Co/ml şi aciditate 0,1 NHCl. Aspectul depozitului este bun, fără să prezinte dendrite mari, dacă se lucrează cu densitate de curent sub 14A/dm^2.

Variaţia randamentului catodic cu aciditatea şi densitatea de curent sînt în bună concordanţă cu rezultatele obţinute cu alte cloruri metalice [3], [7], [11].

În timpul electrolizei s-a studiat comportamentul a două impurităţi: nichelul şi cuprul. Figura 7 reprezintă variaţia coeficientului α_{Ni} şi α_{Cu} în funcţie de concentraţia în cobalt pentru o aciditate de 0,1 NHCl.

Variaţia coeficientului α este legată de concentraţia C prin relaţia:

$$\log\alpha = a + b \times C,$$

unde *a* şi *b* sînt două constante ce depind în mod esenţial de densitatea de curent.

Valoarea $\log\alpha$ creşte cu concentraţia C a cobaltului. Ea este mare la densităţi de curent mici, unde şi randamentul de extracţie cobalt este mic (fig. 6).

Rezultă că o electroliză primară elimină o bună parte din Cu şi Ni, aflate în soluţie.

Pe baza acestor date s-a realizat un eşantion cu electroliza primară şi secundară şi care are un raport de rezistivitate $\rho_{20,3\,K}/\rho_{294\,K} = 60{,}210^{-4}$, conţinutul de nichel $< 0{,}510^{-6}$, iar cuprul, $0{,}1\cdot10^{-6}$. Analizele sînt efectuate prin iradiere cu fotoni γ de 35 MeW [14]. Pentru determinarea conţinutului de fier, limita de detecţie prin această metodă este 30.10^{-6}.

Pentru acest eşantion de cobalt, conţinutul în fier este inferior acestei limite.

Eşantionul de cobalt obţinut fără electroliza primară are un conţinut în nichel de 15.10^{-6} şi un raport de rezistivitate $\rho_{20,4\,K}/\rho_{294\,K} = 64.10^{-4}$.

Măsurătorile de rezistivitate electrică la temperaturi joase au fost efectuate cu şi fără cîmp magnetic şi valorile nu diferă prea mult, contrar cu ce a fost obţinut pe fier [15]. Raportul $\rho_{20,2\,K}/\rho_{294\,K}$ trece de la $60{,}2 \times 10^{-4}$, măsurate fără cîmp magnetic, la $61{,}7.10^{-4}$ sub un cîmp de 1 000 Oe.

Concluzii

Electrodepunerea cuprului din sărurile sale, cloruri, nitrat şi sulfat este posibilă, în mediu apos. Pentru fiecare caz, trebuie adoptate condiţii specifice.

Studiul electrolizei soluţiilor apoase de clorură de fier, nichel şi cobalt a permis să se pună în evidenţă influenţa densităţii de curent, a temperaturii şi acidităţii asupra randamentului catodic şi asupra depozitului obţinut.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wesley, W. A. şi Corey, J. W. În: Trans. Elec. Chim. Soc., S.U.A., 75, 1929, p. 209; J. Electrochim. Soc., S.U.A., 103, 1950, p. 296.

[2] Talbot, J., Albert, Ph. şi Chaudron, G. În: C. R. Acad. Sc., Franţa, 244, 1957, p. 1577.

[3] Sundararajan, S. şi Bhat, T. R. În: J. Less. Comm. Metals, Olanda, 11, 1966, p. 360.

[4] Dinu, M. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 11, 1983, p. 599.

[5] Le Hericy, J. În: Ann. Chim., Franţa, 9, 1966, p. 147.

[6] Gaittet, J. În: Thèse, Franţa, 1960, seria A 884.

[7] Nardin, M. În: Mem. Sc. Rev. Metall., Franţa, 67, 1970, p. 725.

[8] Charlot, G. *Analyse Quantitative Minerale.* Paris, Ed. Masson, 1966.

[9] Nardin, M. şi Talbot, S. În: C.R. Acad. Sc., Franţa, 269 C, 1969, p. 41.

[10] Le Hericy, J., Nardin, M. şi Vu Quong Kihn. În: C.R. Acad. Sc., Franţa, 269 C, 1969, p. 224.

[11] Nardin, M. În: C.R. Acad. Sci., Franţa, 269 C, 1969, p. 1237; C.R. Acad. Sci, Franţa, 271 C, 1970, p. 1215.

[12] * * * În: Nat. Bur. Standard., S.U.A., 53, 1954, p. 353.

[13] Salyer, D. şi Sweet, T. R. În: Annal. Chemistry, S.U.A., 30, 1958, p. 1632.

[14] Williams, W. J. În: Talanta, S.U.A., 1, 1958, p. 88.

[15] Debrun, J. L. şi Albert, Ph. În: Bull. Soc. Chim., Franţa, 1969, p. 1020.

[16] Merklen, P. În: C.R. Acad. Sc., Franţa, 266 C, 1968, p. 357.

Aprecieri privind fiabilitatea aparatajului electric de pe podurile rulante siderurgice

Ing. I. Banacovschi
I.C.P.P.A.M. — Galaţi

CZ : 621.317 : 621.874.042

Realizarea programului de dezvoltare social-economică a R.S. România impune o creştere deosebită a productivităţii muncii ce se poate realiza, în primul rînd, prin utilizarea în ritm intensiv a utilajelor şi instalaţiilor din dotarea întreprinderilor.

Creşterea gradului de folosire a instalaţiilor este direct legată de fiabilitatea acestora şi, deci, este necesar să se acţioneze în sensul creşterii fiabilităţii, pentru a se obţine o productivitate determinată şi pe această cale.

În industria siderurgică, o mărire a productivităţii nu se poate obţine decît prin utilizarea cu maximum de eficienţă a utilajelor şi instalaţiilor aferente fluxului de producţie.

Dintre acestea, podurile rulante care asigură peste 60% din transporturile tehnologice au o importanţă hotărîtoare în realizarea ciclului productiv. În această situaţie, este necesară menţinerea lor în funcţiune cît mai mult timp pentru a se evita strangulările fluxului productiv.

Acest lucru se poate obţine numai prin creşterea fiabilităţii acestor utilaje şi, implicit, a echipamentelor lor. Este deci evident că se impune o creştere a fiabilităţii aparatajului electric ce provoacă aproximativ 65% din opririle accidentale ale instalaţiilor de ridicat.

Prin STAS 8174/1 — 77, fiabilitatea se defineşte prin aptitudinea unui dispozitiv de a-şi îndeplini funcţia specifică în condiţiile date şi de-a lungul unei durate date.

S-a căutat, în acest sens, să se stabilească comportamentul aparatajului electric pe podurile rulante de la C.S. Galaţi.

Solicitările la care este supus aparatajul electric se datorează pe de o parte mediului : temperaturi ridicate, agenţi agresivi ; iar pe de altă parte condiţiilor de exploatare : vibraţii, număr mare de manevre, curenţi mari, datorită deselor inversări de sens şi frînărilor în contracurent, care conduc la dese defectări ale aparatelor.

Din numărul total de poduri au fost studiate 21.

Conform tabelului 1, numărul total de aparate este de 3 202, la care, în interval de 30 zile, s-au înregistrat 188 defecte.

Dacă se aplică sistemul de calcul al parametrilor de fiabilitate estimaţi punctual după „planul trunchiat" (aprecierea numărului de defecte în timp determinat) şi se încadrează defectele în grupa defecte nereparabile, se pot calcula indicatorii de fiabilitate cu formulele :

$$F(t) = \frac{r}{n+1}$$

$$R(t) = \frac{n - r + 1}{n + 1}$$

$$f(t\,;\, t + \Delta t) = \frac{n(t) - n(t + \Delta t)}{t \cdot n}$$

$$Z\,(t\,;\, t + \Delta t) = \frac{n(t) - n\,(t + \Delta t)}{t \cdot n(t)}$$

Tabelul 1

Grupa de aparate	Buc. Total	Defecte după ... zile																												Total def.
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	
Separatoare	21																							1								1
Întrerupătoare autom.	815	1	2	3		1	2	2	2	1	2	2	1	2	2	1	1	2	2	2	2	4	1		1	2	2		2	1	2	48
Contactoare	928	3		2	1	1	4	2	1	2			2		4	2	4		3	4	2	3	2		2	4	5	6	5	6	5	76
Relee de comandă	1058	2	1	1	3	1	1	2	1	2	1	1	2	1	1	1	2	1	1	3		2	2		1	3	1	2	1		2	42
Relee de timp	220	1		1				1	1		1		1	1	1	1			1	1		1	1		2		1					16
Blocuri de comandă	21																	1														1
Limitatoare şi comando-aparate	160				1							1											1							1		4
Total	3402	7	3	7	5	3	7	7	5	5	4	4	6	4	8	5	7	4	7	10	4	10	7	1	6	9	9	8	8	8	9	188
Total la 3 zile		17			15			17			14			17			18			24			14			26			25		
Total defecţiuni cumulate					32			49			63			80			98			122			136			162			188		
Timp lucru programat, h		72			144			216			288			360			432			504			576			648			720		h

în care : $F(t)$ este funcția de repartiție a timpului de funcționare ;
$R(t)$ —funcția de fiabilitate ;
$f(t;\ t+\Delta t)$—densitatea de probabilitate a timpului de funcționare ;
$Z(t;\ t+\Delta t)$—rata de defectare (indicatorii : m—media timpului de funcționare ;
D— densitatea timpului de funcționare ;
σ—abaterea medie pătratică a timpului de funcționare ;
tf—cuantila timpului de funcționare nu pot fi apreciați din lipsă de date),

în care : n este volumul eșantionului ;
$n(t)$—numărul de produse în stare bună ;
r—numărul de defectări observate ;
ti—momentul apariției unei defectări ;
Δt— intervalul de timp convenabil ales.

Compararea valorilor se face pentru două intervale din timpul considerat (0 — 216) h și (504 — 720) h.

Valorile indicatorilor de fiabilitate sînt conform tabelului de mai jos :

Indicator	Interval	
	0–216	504–720
$\widehat{Fl}$	0,0153	0,021
$\widehat{Rl}$	0,984	0,978
$f(t;t+\Delta t)$	$7{,}0810^{-4}h^{-1}$	$9{,}5410^{-4}h^{-1}$
$Z(t;t+\Delta t)$	$7{,}0810^{-4}h^{-1}$	$9{,}9210^{-4}h^{-1}$

De menționat că datele se referă la instalații cu o perioadă de utilizare de peste 2,5 ani și pe o perioadă de timp mică, pentru un număr mare de aparate, în care se includ și o serie de aparate cu un număr de defecțiuni redus (separatoare, blocuri de comandă, limitatoare și comandoaparate).

Dealtfel, dacă s-ar calcula numărul de defectări pe utilaj s-ar constata următoarele :

Nr. def./utilaj $\frac{188}{21} = 8{,}9$ defecțiuni de utilaj pe 30 zile.

Nr. def./zi $\frac{188}{30} = 6{,}26$ defecțiuni pe zi.

Acest ritm de defectare pe utilaj este în momentul de față neeconomic, dacă se ține seamă de timpii de remediere, defect care, în unele cazuri, depășește 4 h. Dacă se admite un număr mediu de 2 h de remediere a unui defect, se ajunge la un număr de $2 \times 188 = 276$h staționări, datorită defecțiunilor de aparataj la cele 21 de poduri luate în considerare.

Se impune deci reanalizarea normelor de producere a aparatajului pentru poduri rulante din profil siderurgic.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * *STAS 8174/77 — *Fiabilitatea.*
[2] * * * STAS 10.307–75 — *Fiabilitatea produselor industriale.*
[3] * * * *Instrucțiuni pentru determinarea fiabilității.* Inspectoratul General de Stat pentru Controlul Calității Produselor.
[4] * * * PE 013/73 — *Normativ privind elementele de calcul al siguranței în funcționarea instalațiilor energetice.*
[5] * * * CEI–300 — *Fiabilitate, probleme de orientare.*
[6] * * * DIN–40042 — *Fiabilitatea aparatelor, echipamentelor și sistemelor electrice.*
[7] Albert, H. *Unele aspecte ce trebuie avute în vedere la abordarea calculelor de siguranță a instalațiilor.* În : Energetica, București, nr. 8, 1972, p. 353 – 358.

Conducerea optimă a cuptoarelor de grafitare

CZ : 621.785.377 : 669.041

Operaţia de grafitare a electrozilor siderurgici şi a electrozilor clorosodici presupune un proces energointensiv. În conjunctura actuală a resurselor energetice, reducerea consumului specific de energie electrică reprezintă o preocupare majoră a specialiştilor din acest domeniu.

Cercetătorii români [1] — [3] au studiat şi au scos în evidenţă rolul preponderent al modului de încălzire în cuptoarele de grafitare industrială din R. S. România şi, valorificînd concluziile unor studii de specialitate [4], au elaborat tipuri de diagrame de grafitare, care au dus la reducerea consumului specific de energie electrică cu cca 200 kWh/t produs.

Avîndu-se în vedere multitudinea factorilor care în mod practic intervin în operaţia industrială, problema corelaţiei între principalii parametri ai procesului de grafitare constituie în continuare obiectul unor studii şi cercetări de specialitate.

În prezenta lucrare se expun rezultatele unui studiu comparativ privind două moduri de abordare a problemei.

Modelul matematic al cuptorului de grafitare

Bilanţul termic efectuat asupra cuptorului de grafitare în ipotezele : gradientul de temperatură este nul ; temperatura exterioară (θ_e) este constantă ; proprietăţile fizice ale materialelor de încărcare nu variază cu temperatura ; densitatea de curent este aceeaşi în toată secţiunea cuptorului şi conduce la ecuaţia [2] :

$$mc_p \mathrm{d}\theta + [qs(\theta - \theta_e) - \eta P]dt = 0 \qquad (1)$$

unde : m este masa încărcăturii cuptorului ;
c_p — capacitatea calorică a încărcăturii cuptorului ;
θ — temperatura cuptorului ;
q — coeficientul global de transfer termic ;
s — suprafaţa de transfer termic ;
θ_e — temperatura exterioară ;
η — randamentul de curent ;
P — puterea ;
t — timpul.

Soluţia ecuaţiei (1) este :

$$\theta - \theta_0 = (RP + \theta_e - \theta_0)(1 - \exp(-t/T)) \qquad (2)$$

unde :
θ_0 este temperatura iniţială ;
R — constanta de putere a cuptorului ;
T — constanta de timp a cuptorului.

Dacă se admite că :

$$|\theta_e - \theta_0| \ll RP \qquad (3)$$

se obţine ecuaţia (4), ecuaţie folosită în [1], [2] :

$$\theta - \theta_0 = RP(1 - \exp(-t/T)) \qquad (4)$$

Relaţia (3) este valabilă în perioada iniţială de încălzire a cuptorului, dar pe parcurs este mai plauzibilă relaţia :

$$\theta_e \ll \theta_0 \qquad (5)$$

care conduce la ecuaţia :

$$\theta - \theta_0 = (RP - \theta_0)(1 - \exp(-t/T)) \qquad (6)$$

Semnificaţia şi calculul parametrilor R şi T au fost prezentate în [1] şi [2].

În continuare, se compară exactitatea ecuaţiilor (4) şi (6) pentru trei cuptoare industriale. Parametrul folosit pentru comparaţie este abaterea pătratică medie în jurul datelor experimentale :

$$\sigma^2 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} (\theta_i^e - \theta_i^c)^2 \qquad (7)$$

Sintetizarea rezultatelor este prezentată în tabelul 1.

Tabelul 1

Metoda de calcul	R, C/kW	T, h	σ^2	Cuptor
Ecuaţia (6)	1.3*	38*	$2.7\ 10^4$	C_2
	1.3*	38*	$4.3\ 10^4$	C_4
	—	—	—	C_{21}
Ecuaţia (6)	0.5**	10.60**	$0.15\ 10^4$	C_2
	0.4**	7.97**	$0.22\ 10^4$	C_4
	0.4**	13.23**	$0.20\ 10^4$	C_{21}
Ecuaţia (4)	1.3*	38*	$> 10^6$	C_2
	1.3*	38*	$> 10^6$	C_4
	—	—	—	C_{21}
Ecuaţia (4)	0.1**	2.72**	$1.27\ 10^4$	C_2
	0.6**	31.60**	$0.43\ 10^4$	C_4
	0.5**	47.37**	$2.31\ 10^4$	C_{21}

Valorile marcate cu un asterisc sînt calculate conform [2], iar cele marcate cu două, sînt determinate experimental [4].

Superioritatea ecuației (6) față de ecuația (4) în aproximarea datelor experimentale este ușor sesizabilă din tabelul 1.

Un alt argument în favoarea ecuației (6) este următorul:

$$\frac{T}{R} = \frac{mc_p}{\eta}, \tag{8}$$

ceea ce înseamnă că geometria cuptorului și transferul termic nu influențează raportul (8), ci numai proprietățile materialului considerat. Folosind valorile determinate din experimente pentru T și R se obțin valorile: 21.2, 20, 33, pentru ecuația (6) și valorile: 27.3, 53, 95, pentru ecuația (4). Cu (6) se obține prin urmare un domeniu mult mai restrîns de variație pentru raportul (8) decît cu ecuația (4).

Construirea diagramei de putere

Construirea acestei diagrame presupune că se cunoaște diagrama temperaturii care se dorește a fi obținută. În general, diagrama de temperatură este furnizată sub forma creșterii de temperatură $\Delta\theta_i$ în intervalul de timp Δt_i. Practic valoarea intervalului de timp este de o oră. Puterea furnizată cuptorului are forma unei funcții în scară de timp.

Pentru Δt_i = ct., determinarea diagramei de putere se face conform relației (presupunînd $\eta = 1$):

$$P_i = \frac{\Delta\theta_i}{R(1 - e^{-\frac{\Delta ti}{T}})} + \frac{\theta_i}{R} \tag{9}$$

derivată din ecuația (6).

Cei doi termeni ai membrului drept reprezintă puterea consumată pentru creșterea temperaturii (primul termen) și puterea consumată pentru a menține temperatura la valoarea θ_i (al doilea termen). Ponderea celor doi termeni diferă pe măsură ce temperatura crește, arătînd că se consumă din ce în ce mai multă putere pentru a acoperi pierderile de căldură.

Diagrama optimă de temperatură

Se pornește de la ecuația bilanțului termic, în forma:

$$\frac{T}{R}\frac{d\theta}{dt} + \frac{\theta - \theta_e}{R} = P \tag{10}$$

Integrînd membrul drept și stîng, se obține:

$$\frac{T\Delta\theta_f}{R} - \frac{\theta_e t_f}{R} + \frac{1}{R}\int_{t_0}^{t_f} \theta\, dt = \int_0^{t_f} P d_t = E_t \tag{11}$$

unde: $\Delta\theta_f$ este creșterea de temperatură totală (finală);

t_f — timpul final;

E_f — energia totală.

Se pune întrebarea cum trebuie aleasă diagrama de temperatură ca E_f să fie minimă și să fie respectată restricția tehnologică:

$$\frac{d\theta}{dt} \leqslant V(t),\ V(t) \geqslant 0,\ t \geqslant 0 \tag{12}$$

$V(t)$ fiind dat.

Deoarece și $\Delta\theta_f$ este impus, există un timp final minim t_{fm}, pentru care se poate atinge $\Delta\theta_f$. El este dat de ecuația:

$$\Delta\theta_f = \int_0^{t_{fm}} V(t)\ dt \tag{13}$$

Problema are soluție numai pentru $t_f \geqslant t_{fm}$, iar pentru $t_f = t_{fm}$ se obține:

$$\theta = \theta_0 + \int_0^t V(t)\, dt \tag{14}$$

Pentru cazul general ($t_f > t_{fm}$) soluția este:

$$\theta_m(t) = \begin{cases} \theta_0, & 0 \leqslant t \leqslant t_f - t_{fm} \\ \theta_0 + \int_0^t V(t)\ dt, & t \geqslant t_f - t_{fm} \end{cases} \tag{15}$$

Concluzii

Ecuația (6) oferă o descriere mai apropiată de realitate a evoluției temperaturii în cuptorul de grafitare decît ecuația (4). Parametrii R și T pot fi calculați [2], ceea ce este avantajos în cazul proiectării.

Construirea diagramei de putere se face folosind relația (9) pentru orice diagramă de temperatură impusă.

Conducerea optimă se realizează lucrînd cît mai aproape de gradienții termici maxim impuși tehnologic ($V(t)$).

BIBLIOGRAFIE

[1] Ciucu, V. și Spoitu, C. M. În: Metalurgia, R.S.R., 33, nr. 10, 1981, p. 429.

[2] Ciucu, V. și Spoitu, C. M. În: Metalurgia, R.S.R., 33, nr. 2, 1981, p. 98.

[3] Marinescu, N., Spoitu, C. și Ciucu, V.: În: Metalurgia, R.S.R., 32, nr. 10, 1980, p. 530.

[4] * * * Lucrare efectuată în cadrul firmei Tokai Electrod Co. Ltd. Doc. Met. C.D.P.T.— M.I.M., nr. 2, 1970.

[5] Mizushima, S. A 5-a Conferință asupra carbonului, Oxford, Pergamon Press, 1963.

Mariana Cereș
Lic. „Ion Minulescu" — Slatina
ing. C. M. Spoitu
Uzinele Chimice Române — București

Rafinarea oţelului lichid prin injectare de pulberi reactive

CZ : 669.054

Consideraţii generale. Principiul de lucru

În ultimul deceniu au apărut pe plan mondial importante modificări în concepţia de proiectare şi organizare a oţelăriilor moderne, prin dezvoltarea *„metalurgiei în oală"* *), procedeu de rafinare secundară a oţelului lichid în afara agregatului de elaborare. După această tehnologie, elaborarea oţelului se fragmentează în două etape distincte. Într-o primă etapă, se obţine într-un agregat metalurgic clasic (cuptor cu arc electric sau convertizor cu oxigen), ca urmare a topirii şi afinării, un produs intermediar lichid (oţel brut), care apoi se supune unor operaţii de rafinare şi aliere, ce constituie etapa a doua — *elaborarea secundară* — realizată în oala de turnare sau în agregate specializate pe un anume gen de operaţii de rafinare.

Procedeele mai importante de rafinare în afara agregatului de elaborare sînt barbotarea cu gaze inerte, tratarea cu zgure sintetice, injecţia de pulberi reactive şi tratarea oţelului lichid în vid.

Printre aceste procedee, a luat în prezent un avînt deosebit rafinarea prin injectare de pulberi reactive în oala de turnare, care constituie un procedeu foarte eficient de desulfurare şi de reducere a conţinutului de incluziuni nemetalice în oţel. Procedeul a fost elaborat în anii „70", aproape simultan de firmele Thyssen Niederrhein din Oberhausen — R.F.G. (procedeul TN) şi Scandinavian Steel Industry — — Suedia (Scandinavian Lancers Ladle Injection System) şi a luat ulterior extindere în multe ţări cu potenţial siderurgic dezvoltat ca U.R.S.S., S.U.A., Japonia, M. Britanie, Franţa ş.a. Rafinarea prin injectarea cu pulberi reactive poate înlocui cu succes alte procedee de desulfurare avansată dar foarte costisitoare, cum sînt desulfurarea cu lantanide sau retopirea electrică sub zgură a lingourilor de oţel.

În esenţă, procedeul constă în injectarea de pulberi reactive cu conţinut în elemente cu afinitate mare faţă de sulf şi oxigen (tab. 1) în oţelul lichid, cu ajutorul unui gaz inert (argon). Injectarea de gaz şi pulberi se realizează cu o lance de insuflare, prevăzută cu duze la extremitatea dinspre baia metalică şi protejată la exterior cu tuburi de ceramică refractară. Lancea este cufundată la mică distanţă de fundul oalei (la o oală de 120 t, adîncimea de pătrundere este de 2,85 m, iar distanţa faţă de fundul oalei, de 0,45 m).

* Terminologie folosită şi în alte limbi : Ladle Metallurgy, Pfannenmetallurgie sau métallurgie en poche

Tabelul 1

Agenţi de desulfurare folosiţi în procesul de injecţie a oţelului lichid

Agentul desulfurant	Proporţia (compoziţia)	Cantitatea injectată, kg/t	Consumul necesar pentru un grad de desulfurare de 90%, kg/t
CaSi	100 % (62 % Si + + 30 % Ca + + 0,8 % Al)	2—4,5	3,87
CaC_2—CaO	80 % CaC_2 + 15 % CaO (50 % Ca)	1—3	2,32
Cianamidă de calciu, $CaCN_2$—CaO	50 % $CaCN_2$ + + 33 % CaO + + 12 % C (28 %Ca)	0,4—1	4,22
CaO—CaF_2	90 % CaO—10 % CaF_2	3—5	3
CaO—CaF_2	85 % CaO —15 % CaF_2		
CaO—CaF_2— —CaSi	60 % CaO + 10 % CaF_2 + 30 % CaSi		
CaO—Al_2O_3	50 % CaO + 50 % Al_2O_3	1—5	4
CaO—Al_2O_3— CaF_2	70 % CaO + 20 % Al_2O_3 + 10 % CaF_2	1—5	3
Mg—CaO—CaF_2	5—20 % Mg	3—5	3

În figura 1 se prezintă schema de principiu a celei mai simple instalaţii de injecţie, care este alcătuită dintr-o coloană verticală *1*, pe care se deplasează braţul portlance *2*, de care se fixează lancea de insuflare *3*. Pulberea este injectată în oala de turnare *4*, fiind alimentată de o pompă pneumatică (dispersor) *5*, cu ajutorul curentului de argon provenit de la compresorul *6*. Deplasarea pe verticală a braţului portlance se realizează cu troliul *7*, acţionat de motoreductorul *8*.

În general, instalaţiile de rafinare prin injecţie sînt relativ simple; ele nu necesită investiţii importante în comparaţie cu alte agregate de rafinare secundară, putînd fi instalate în oţelăriile existente, cu unele lucrări de adaptare.

Alte avantaje ale rafinării prin injecţie sînt consumurile specifice mai reduse de energie şi de adaosuri de rafinare (desulfuranţi, dezoxidanţi, elemente de aliere), precum şi posibilităţile mai bune de control şi reglare a temperaturii şi compoziţiei băii metalice, în comparaţie cu tehnologiile convenţionale de elaborare într-un singur agregat metalurgic.

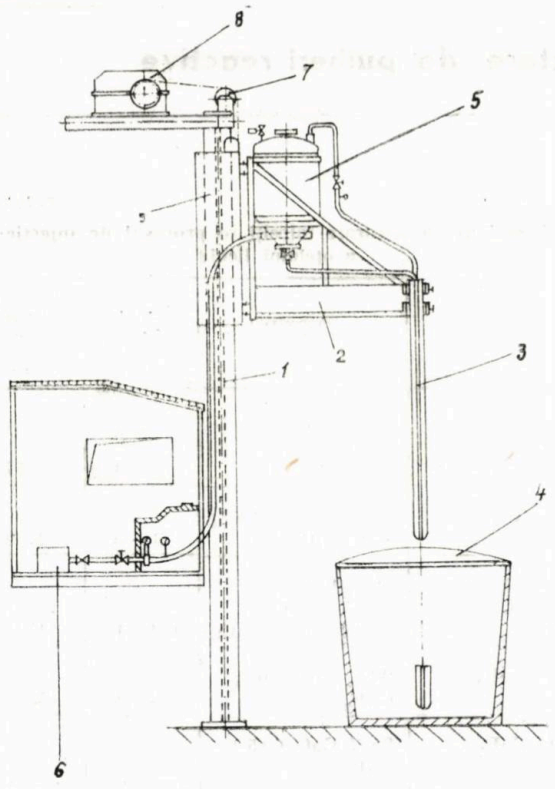


Fig. 1. Schema instalației de rafinare prin injectare:
1 – coloană; *2* – braț portlance; *3* – lance; *4* – oală de turnare; *5* – dispersor; *6* – compresor; *7* – troliu; *8* – motoreductor

Rafinarea prin injecție are aplicabilitate la elaborarea oțelurilor de construcție de înaltă rezistență pentru table groase, piese forjate și sîrmă. De asemenea, procedeul a găsit largi aplicații la obținerea țevilor rezistente la coroziune la ape agresive și cu tenacitate ridicată la temperaturi joase [13].

Dinamica particulelor de pulberi în baia metalică

Procesul de injecție cu pulberi reactive prezintă trei faze distincte: contactul particulă – – baie metalică; dispersia particulei și dizolvarea particulei în baia metalică [1]. Eficacitatea procesului este determinată, în mare măsură, de pătrunderea și dinamica particulelor în baia metalică, respectiv de dispersia uniformă în interiorul acesteia. Energia cinetică a particulelor de pulberi, la ieșirea din

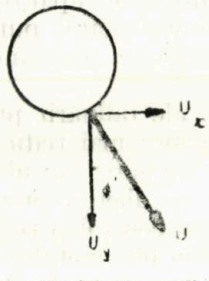


Fig. 2. Pătrunderea particulei de pulbere de rază r în baia metalică [1]

duzele lancei, trebuie să învingă bariera de tensiune superficială la interfața baie metalică – gaz pentru a putea pătrunde în baia metalică. La pătrunderea pe distanța x în baie se consumă un lucru mecanic pe seama energiei cinetice a particulelor, dat de expresia:

$$W = \int_0^x \bar{F}\theta\, dx = \int_0^x 2\pi a\, \sigma_x\, dx \qquad (1)$$

în care F este forța de pătrundere; σ_x – componenta orizontală a tensiunii interfazice lichid – gaz (fig. 3). Prin corelarea distanței x cu unghiul de injectare Φ se obțin expresiile:

$$a = r \sin \Phi \qquad dx = r \sin \Phi\, d\Phi$$

$$x = r(1 - \cos\Phi) \qquad \sigma_x = \sigma \sin(\Phi - \beta)$$

unde r este raza particulei sferice.

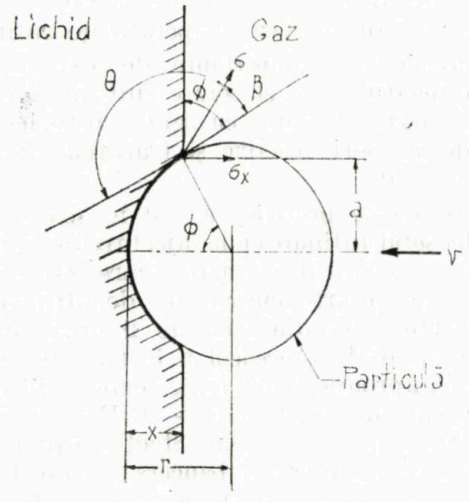


Fig. 3. Dependența diametrului critic al particulei d_{pc} de viteza de injectare v și de unghiul de umectare θ [1]

Înlocuind aceste valori în expresia (1) rezultă:

$$W = \int_0^{\Phi} 2\pi r^2 \sin^2 \Phi \sin(\Phi - \beta), \qquad (2)$$

expresie care se poate integra în intervalul $0 - \pi$, avînd în vedere că pătrunderea completă a particulei în baia metalică are loc pentru $\Phi = \pi$. Prin integrare se obține:

$$W = \frac{8}{3}\pi r^2 \sigma \cos \beta \qquad (3)$$

sau în funcție de unghiul de umectare θ:

$$W = -\frac{8}{3}\pi r^2 \sigma \cos \theta \qquad (4)$$

Pentru $r = d_p/2$ se obține:

$$W = -\frac{2}{3}\pi d_p^2 \sigma \cos\theta \qquad (5)$$

în care d_p este diametrul inițial al particulei.

Modificarea energiei cinetice a particulei de pulbere, la pătrunderea în baia metalică, este dată de relația:

$$\Delta E_c = \frac{1}{12}\pi \rho_p d_p^3 (v^2 - U_i) \qquad (6)$$

unde: v este viteza de injectare; ρ_p — densitatea particulei, imediat după pătrunderea în baia metalică; U_i — viteza inițială a particulei.

Dacă se neglijează diversele pierderi de energie, se poate aproxima că întreaga energie cinetică a particulei se transformă în lucrul de penetrare W. În aceste condiții, prin egalarea expresiilor (5) și (6), se obține expresia vitezei U_i:

$$U_i = \left[v^2 + \frac{8\sigma\cos\theta}{\rho_p d_p}\right] \qquad (7)$$

Diametrul critic al particulei d_{pc}, care permite pătrunderea particulei în baia metalică, se obține egalînd cu zero ecuația (7):

$$d_{pc} = \frac{-8\sigma\cos\theta}{\rho_p v^2} \qquad (8)$$

Prezentarea grafică a ecuației (8) din figura 3 arată că diametrul critic d_{pc} scade cu creșterea vitezei de injectare și cu micșorarea unghiului de umectare θ. Pentru valori $0 < \theta < 90°$, diametrul critic este fie o valoare negativă, fie egal cu zero. Aceasta dovedește că nu există barieră de tensiune superficială pentru particulele umectabile la pătrunderea în baia metalică.

Criteriul de penetrare a particulei în baia metalică constituie un mijloc de evaluare a vitezelor de injectare, care trebuie folosite pentru minimizarea pierderilor de pulbere, întrucît particulele neumectabile, care nu se dispersează în baia metalică, sînt transportate rapid la suprafața băii de către bulele de gaz.

Un parametru tehnologic important este viteza particulelor de pulbere pe conducta de transport spre lancea de insuflare v_p (viteza de plutire), care este determinată de viteza de injectare v prin duze, diametrul particulei d și diametrul D al conductei. Viteza de plutire v_p, dedusă din calcul pe baza vitezei de injectare, trebuie practic majorată de 3—4 ori, pentru a se evita depunerea pulberilor pe porțiunile orizontale și la coturile conductei de transport, prin învingerea rezistențelor hidraulice.

La tratamentul prin injecție cu pulberi a oțelului lichid, prezintă importanță și alți factori: consumul total de gaz, diametrul duzei pentru injecție și concentrația de pulbere în gazul purtător. Aceasta din urmă se ia în limitele 5—20 kg pulberi/kg gaz, ceea ce asigură transportul în suspensie al pulberii și o durată de tratament de 5—15 min.

Un alt parametru al injecției cu pulberi este timpul de amestecare (dizolvare) τ_b, a pulberii în baia metalică, ce se poate estima pe baza relației [5]:

$$\tau_b = k\left(\frac{d}{n}\right)^b \cdot \left(\frac{h\sigma\rho_p}{n}\right)^c \cdot h\nu^{-0,25} \cdot E_c^{-0,25} \qquad (9)$$

unde: k, b, c, n sînt constante în funcție de condițiile de lucru; h — înălțimea băii metalice; ν — viscozitatea cinematică a băii; σ — — tensiunea superficială a băii metalice. Expresia (9) arată că, prin creșterea energiei cinetice E_c a particulelor, timpul de amestecare (dizolvare) scade, ceea ce justifică folosirea de viteze mari de injecție. Energia este funcție de debitul de gaz purtător V_g și temperatura T a acestuia, așa după cum rezultă din relația [5]:

$$E_c = \frac{0,014\, V_g T}{m_L} \lg\left(1 + \frac{h_0}{1,48}\right) \qquad (10)$$

în care m_L este masa de oțel lichid; h_0 — adîncimea de injectare. Se deduce că timpul de amestecare τ_b scade exponențial cu volumul V_g de gaz insuflat, fiind totodată influențat și de numărul de duze al lancii de insuflare, prin creșterea căruia se facilitează alimentarea și dispersia pulberii în baia metalică.

Procese metalurgice și efectele procesului de injectare cu pulberi reactive a oțelului lichid

Desulfurarea. Utilizarea calciului ca desulfurant și dezoxidant în procedeul clasic de tratare a oțelului lichid întîmpină serioase dificultăți atît datorită tensiunii mari de vapori a acestui element la temperatura băii metalice, cît și datorită reactivității sale ridicate cu sulful și oxigenul, ceea ce îngreuiază repartiția uniformă a calciului în baia metalică. Aceste deficiențe sînt înlăturate în bună măsură, prin procedeul de injecție cu compuși de calciu, aluminiu și magneziu, obținîndu-se grade de desulfurare de 80—90%.

Mecanismul de desulfurare în procesul de injecție se bazează pe disocierea compușilor de calciu (CaC_2, $CaCN_2$, CaSi) în contact cu baia metalică și formarea vaporilor de calciu, care în drumul lor spre suprafață sînt supuși

efectului de coalescență, cu formarea de bule mari, ce reacționează apoi cu sulful, după reacția :

$$\{Ca\} + [S] \rightleftarrows (CaS) \qquad (11)$$

Coalescența bulelor de {Ca} este posibilă, datorită micșorării presiunii ferostatice, odată cu ascensiunea acestora în baia metalică.

Întrucît zgura ce se formează la suprafața băii metalice este un mediu ionizat, este posibilă și dezvoltarea reacției :

$$[S] + (O^{2-}) = (S^{2-}) + [O], \qquad (12)$$

a cărei constantă de echilibru are expresia :

$$K_S = \frac{a_{S^{2-}} \cdot a_O}{a_S \cdot a_{O^{2-}}} = \frac{\gamma_{(S^{2-})} \cdot (S^{2-}) \cdot \gamma_{[O]} \cdot [O]}{\gamma_{[S]} \cdot [S] \cdot \gamma_{(O^{2-})} \cdot (O^{2-})}, \qquad (13)$$

din care se deduce expresia raportului de repartiție :

$$L_S = \frac{(S^{2-})}{[S]} = K_S \frac{(O^{2-})}{[O]} \cdot \frac{\gamma_{(O^{2-})} \cdot \gamma_{[S]}}{\gamma_{(S^{2-})} \cdot \gamma_{[O]}} \qquad (14)$$

Din relația (14) se constată că valoarea L_S crește cu concentrația (O^{2-}), respectiv cu $a_{(CaO)}$. Pentru creșterea gradului de desulfurare se impune ca dezoxidarea băii metalice să se efectueze înainte de tratamentul prin injecție, pentru a limita consumul de calciu (cu afinitate mare deopotrivă pentru oxigen) în reacția de dezoxidare a băii, ceea ce are loc în detrimentul reacției de desulfurare. În acest sens, conținutul de [O] care trebuie atins este cel corespunzător dezoxidării cu aluminiu.

Dezoxidarea. Paralel cu reacția de desulfurare este posibilă și reacția :

$$\{Ca\} + [O] \rightleftarrows (CaO), \qquad (15)$$

care contribuie la dezoxidarea avansată a oțelului lichid, cu posibilitatea obținerii unui conținut de O_{tot} de 15—35 ppm.

Micșorarea conținutului și modificarea morfologiei incluziunilor nemetalice. Ca urmare a desulfurării și dezoxidării avansate, se obține o scădere notabilă a conținutului de incluziuni, paralel cu modificarea morfologiei acestora. După rafinarea prin injecție cu compuși de calciu, se remarcă dispariția îngrămădirilor de Al_2O_3, care se transformă în aluminați de calciu de dimensiuni foarte mici (< 20 μm), de formă globulară și uniform distribuiți în matricea metalică, care uneori sînt înconjurați de un inel de CaS. Formarea aluminaților de calciu se explică prin aceea că, calciul fiind un dezoxidant mai energic decît Mn, Si și Al, determină reducerea suspensiilor de Al_2O_3 și de silicați complecși, cu formarea de particule globulare de aluminați de calciu, care, datorită temperaturilor lor joase de topire, sînt lichizi la temperatura băii metalice. Gradul de transformare a suspensiilor oxidice, preexistente în baia metalică, depinde de tehnica de lucru și de consumul de pulbere. S-a constatat astfel că șarjele de oțel injectate cu 0,9 — 1,5 kg CaSi/t prezintă incluziuni remanente alcătuite din aluminați de calciu, înconjurate cu pelicule de CaS.

Ca urmare a reducerii conținutului și modificării morfologiei incluziunilor nemetalice remanente, se remarcă o îmbunătățire sensibilă a caracteristicilor mecanice ale oțelurilor tratate prin injecție, manifestată atît prin valori ridicate ale proprietăților de rezistență și plasticitate, cît și prin caracterul lor izotrop.

Utilaje pentru rafinarea prin injectare

Datorită avantajelor deosebite, în stadiul actual se aplică pe plan mondial un număr mare de tehnologii prin injecție, cu folosirea unor instalații simple sau de mare complexitate, adaptate la oțelăriile existente Martin, electrice sau dotate cu convertizoare cu oxigen, de mare capacitate.

În unele oțelării moderne din străinătate [4], [7], [11], [12], s-au creat stații complexe de rafinare, echipate cu instalații automatizate de tratament prin injecție, integrate într-un sistem de instalații de tratare în vid, care asigură într-o anumită succesiune realizarea tuturor proceselor metalurgice, specifice rafinării oțelului (desulfurarea, dezoxidarea, degazarea, îndepărtarea incluziunilor nemetalice, reglarea temperaturii și corecția compoziției băii metalice).

O dezvoltare deosebită a luat rafinarea oțelului prin injecție cu pulberi reactive în Suedia, în cadrul companiei Scandinavian Steel Industry unde, după ce în 1972 s-au realizat primele instalații simple, dotate cu un singur dispersor și conteiner pentru pulberi, s-au dat în funcțiune ulterior stații complexe, cu un grad înalt de automatizare, asistate de calculatoare electronice de proces, cu sisteme de dozare a feroaliajelor și a deșeurilor de oțel vechi, pentru reglarea temperaturii băii metalice [12]. S-au realizat instalații cu mai multe conteinere, care permit injectarea unui număr mai mare de pulberi, într-o anumită secvență, prin racordarea succesivă a lăncii de injecție la fiecare din conteinerele programate. În figura 4 se prezintă o instalație cu patru conteinere și un singur dispersor pneumatic, care se utilizează pentru desulfurarea cu pulberi de CaO—CaF_2, urmată de injecție cu CaSi, în vederea modificării morfologiei incluziunilor.

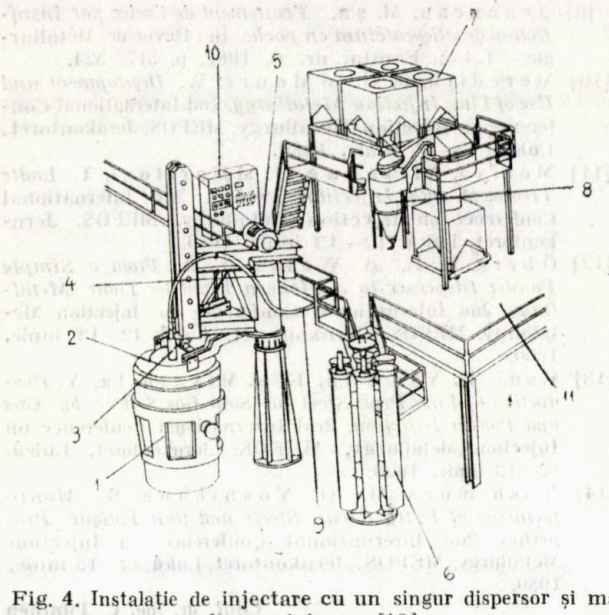


Fig. 4. Instalație de injectare cu un singur dispersor și mai multe conteinere [12]:
1 – oala de turnare; *2* – capac; *3* – lance; *4* – braț portlance; *5* – troliu; *6* – magazie de lănci; *7* – conteiner; *8* – dispersor; *9* – tub flexibil; *10* – panou de comandă; *11* – platformă de lucru

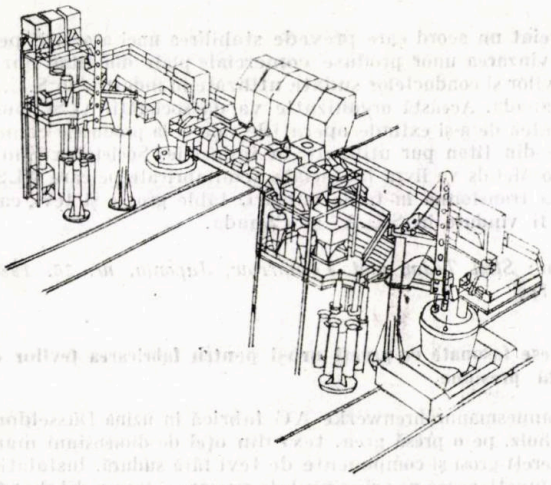


Fig. 5. Stație complexă pentru tratamentul prin injectare al oțelului lichid, asistată de calculator electronic de proces de la Swedish Steel AB [12]

Compania Scandinavian Steel Industry a realizat și stații complexe, dotate cu conteinere și dispersoare multiple, care permit injectarea în baia metalică a unui număr mare de pulberi, într-o anumită secvență, eventual chiar amestecuri de pulberi provenite simultan de la două conteinere diferite. Cu un astfel de sistem, se poate efectua microalierea cu B, Nb, Ti, Se, Te, în faza finală a rafinării prin injecție. În figura 5 se prezintă schema unei astfel de instalații cu două posturi de lucru, asistată de calculator electronic de proces.

Oala de rafinare-turnare are o construcție specială a zidăriei refractare (fig. 6), fiind căptușită cu cărămizi superaluminoase, cu excepția zonei de la nivelul zgurei, unde este prevăzută cu căptușeală bazică (MgO—CaO) de

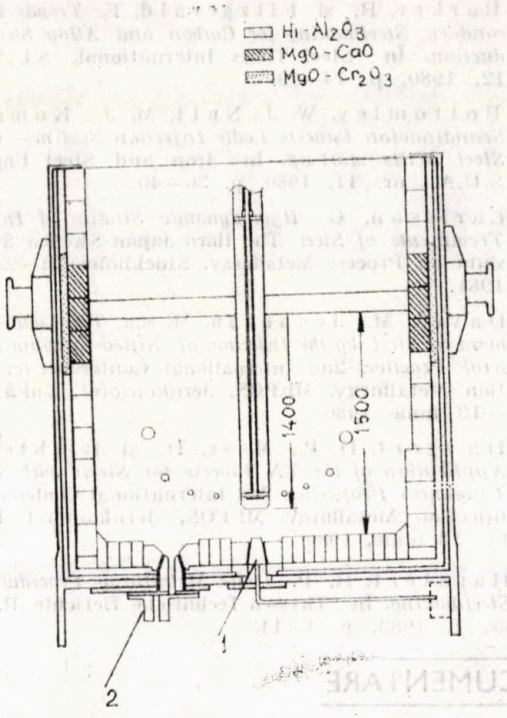


Fig. 6. Secțiune prin oala de rafinare — turnare [14]:
1 – dop poros; *2* – dispozitiv de închidere cu sertar

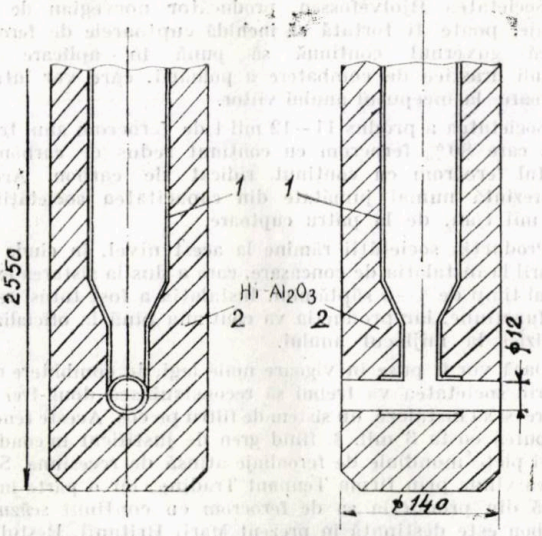


Fig. 7. Secțiune prin lancea de injectare [14]:
1 – țeavă de oțel; *2* – inel refractar din alumină

cromitomagnezită. Oala este echipată cu dispozitiv de evacuare cu sertar și cu un dop poros, plasat la fundul acesteia, prin care se insuflă argon. În figura 7 sînt prezentate secțiuni prin lancea de injecție.

BIBLIOGRAFIE

[1] Apelian, D., O'Malley, E. și Dreman, C. *Injection of Non-Buoyant Particles.* 2nd International Conference on Injection Metallurgy, MEFOS, Jernkontoret, Luleå, 12–13 iunie, 1980.

[2] Asai, S., Okamoto, T. și Muchi, I. *Mixing Time of Refining Vessels Stirred by Gas Injection.* The third Japan-Sweden Symposium on Process Metallurgy, Stockholm, 21–22 mai, 1981.

[3] Barker, R. și Fitzgerald, F. *Trends in Secondary Steelmaking for Carbon and Alloy Steel Production.* În : Steel Times International, S.U.A., nr. 12, 1980, p. 14—19.

[4] Bottomley, W. J., Nutt, M. J., Kumar, V. *Scandinavian Lancers Ladle Injection System — Oregon Steel Mills start-up.* În : Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 11, 1980, p. 36—40.

[5] Carlsson, G. *Hydrodynamic Studies of Injection Treatments of Steel.* The third Japan-Sweden Symposium on Process Metallurgy, Stockholm, 21—22 mai, 1981.

[6] David, M., Jeanneau, M. ș.a. *The Ladle Treatment of Steel by the Injection of Silico-Calcium Industrial Practice.* 2nd International Conference on Injection Metallurgy, MEFOS, Jernkontoret, Luleå, 12—13 iunie 1980.

[7] Hastert, H. P., Mass, H. și Richter, H. *Application of the TN Process for Steels with Special Toughness Properties.* 2nd International Conference on Injection Metallurgy, MEFOS, Jernkontoret, Luleå, 12—13 iunie, 1980.

[8] Haastert, H. P. *Ladle Metallurgy Procedures for Steelmaking.* În : Thyssen Technische Berichte, R.F.G., nr. 1, 1983, p. 1—14.

[9] Jeanneau, M. ș.a. *Traitement de l'acier par insufflation de silicocalcium en poche.* În : Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 6, 1981, p. 517—524.

[10] Meredith, J. G. și Moore, W. *Development and Use of Lime Injection Metallurgy.* 2nd International Conference on Injection Metallurgy, MEFOS, Jernkontoret, Luleå, 12—13 iunie, 1980.

[11] Moriya, A., Inoue, J. și Maritoni, T. *Ladle Treatment with Injection Process.* 2nd International Conference on Injection Metallurgy, MEFOS, Jernkontoret, Luleå, 12—13 iunie, 1980.

[12] Öberg, K. R. și Weiss, F. J. *From a Simple Powder Dispenser to a Modern Plant for Ladle Metallurgy.* 2nd International Conference on Injection Metallurgy, MEFOS, Jernkontoret, Luleå, 12—13 iunie, 1980.

[13] Usui, T., Yamada, K. și Miyashita, Y. *Production of Line Pipe Steel for Sour Gas Service by Gas and Powder Injection.* 2nd International Conference on Injection Metallurgy, MEFOS, Jernkontoret, Luleå, 12—13 iunie, 1980.

[14] Yoshimura, M. și Yoshikawa, S. *Manufacturing of Extra Clean Steels and their Fatigue Properties.* 2nd International Conference on Injection Metallurgy, MEFOS, Jernkontoret, Luleå, 12—13 iunie, 1980.

Conf. dr. ing. C. Pumnea
Academia de Studii Economice — București

DOCUMENTARE

Societatea Bjolvefossen în situația de a opri instalația de ferocrom

Societatea Bjolvefossen, producător norvegian de feroaliaje, poate fi forțată să închidă cuptoarele de ferocrom dacă guvernul continuă să pună în aplicare noile reguli drastice de combatere a poluării, care vor intra în vigoare la începutul anului viitor.

Societatea a produs 11—12 mii t de ferocrom anul trecut, din care 80% ferocrom cu conținut redus de carbon, iar restul ferocrom cu conținut ridicat de carbon. Aceasta reprezintă numai jumătate din capacitatea societății, de 23 mii t/an, de la patru cuptoare.

Producția societății rămîne la acest nivel, în ciuda unei avarii la instalația de concasare, care a dus la sistarea exportului timp de 4—5 săptămîni. Instalația a fost totuși repusă în funcțiune, iar producția va continua pînă la oficializarea deciziei la mijlocul anului.

Dacă vor fi puse în vigoare noile legi de combatere a poluării, societatea va trebui să reconstruiască două-trei cuptoare și să instaleze un sistem de filtru pe coș. Aceste renovări ar putea costa 3 mil. $, fiind greu de justificat în condițiile unei piețe mondiale de feroaliaje atinsă de recesiune. Societatea vinde prin firma Tennant Trading, iar o parte însemnată din producția sa de ferocrom cu conținut scăzut de carbon este destinată în prezent Marii Britanii. Restul este expediat în țările scandinave, Europa Occidentală și Orientul Îndepărtat.

Regulile de combatere a poluării nu ridică probleme pentru producția de ferosiliciu și magneziu ferosiliciu, deoarece în ultimii cinci ani au fost investite cca 12 mil. £ pentru ca aceste reguli să fie respectate.

Societatea Bjolvefossen a înregistrat o pierdere netă, echivalentă cu 500 mii. £ în 1982, pentru o circulație a mărfurilor de 19 mil. £. Circa un sfert din valoarea aceasta provine din vînzările de ferocrom, societatea Bjolvefossen fiind unicul producător norvegian de ferocrom.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6775, 1983, p. 15*)

Acord încheiat pentru vînzarea unor produse din titan

Între societățile Sumitomo Metals, Sumitomo Corporation, Sumitomo Corporation of America și Allegheny Ludlum Steel Corporation din Pittsburgh, statul Pennsylvania, s-a încheiat un acord care prevede stabilirea unei asociații pentru vînzarea unor produse comerciale plate din titan pur și a țevilor și conductelor sudate utilizate în industrie în S.U.A. și Canada. Această organizație va da societății ALSC posibilitatea de a-și extinde operațiile sale și la produsele comerciale din titan pur utilizate în industrie. Societatea Sumitomo Metals va livra materiale semifabricate pe care ALSC le va transforma în table subțiri, table groase și țevi, care vor fi vîndute în S.U.A. și Canada.

(În : *Steel Today and Tomorrow, Japonia, nr. 36, 1983, p. 17*)

Piese fasonate cu pereți groși pentru fabricarea țevilor de înaltă presiune

Mannesmannröhrenwerke AG fabrică în uzina Düsseldorf-Reisholz, pe o presă grea, țevi din oțel de dimensiuni mari, cu pereți groși și componente de țevi fără sudură. Instalația, care funcționează pe principiul de presare și tragere Ehrhardt, fabrică în special fitinguri pentru țevi de înaltă presiune, pentru centrale de forță, pentru chimie, petrochimie și construcții de mașini.

Instalația este unică în Europa, dezvoltînd forțe de presare de pînă la 4 000 Mp. Cu ajutorul instalației se pot fabrica țevi cu diametrul interior între 180 și 1 140 mm și grosimi de pereți între 20 și 270 mm. Datorită dimensiunilor mari ale lingourilor, de pînă la 26 t, se pot fabrica lungimi de pînă la 9,5 m.

Cu ajutorul acestui proces continuu — nelegat de calibre de laminare — se umple lacuna între fabricarea țevilor din oțel fără sudură, laminate la cald, și fabricarea corpurilor cave forjate liber, adică în multe cazuri componentele țevilor fabricate prin presare și tragere reprezintă o alternativă avantajoasă față de produsele forjate costisitoare.

Acest lucru este valabil în special pentru piesele fasonate din conductele de țevi sub presiune, de exemplu colectoare, separatoare de apă, piese reductoare etc. Aceste componente pot fi trase la cald pe una sau ambele părți sau pot fi prevăzute cu capete îngroșate. Cu ajutorul mașinilor existente în uzină se pot executa și operații, ca rectificare, strunjire, găurire și frezare.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 23, 1983, p. 1190*)

GIFA 84

Bate vînt de primăvară! Steagurile bătute de vînt marchează locul de întîlnire al întreprinderilor active și dinamice, care pregătesc drumul de mîine al industriei.
Cel mai mare Tîrg Internațional de Technologia Turnării, care va avea loc în lunie 1984, stîrnește un interes mărit prin extinderea considerabilă a domeniului de informații prezentat specialiștilor din întreaga lume.

METEC 84

Simultan cu GIFA 84 se organizează, de asemenea, și METEC 84, Tîrgul Internațional de Metalurgie împreună cu al II-lea Congres Internațional de Technologia Laminoarelor, precum și therm-process 84, al IV-lea Tîrg și Congres Internațional de Cuptoare Industriale și Termotechnică.

therm process 84

Vor participa technicieni cu funcții de răspundere din toate cele trei domenii de specialitate, deoarece cele trei tîrguri oferă, in afară de ședințele de conferință, de seminarele de specialitate și de vizitele în uzine, un prilej de schimb de informații și documentare multilaterală pentru vizitatorii interesați in noile realizări technice și progresul economic al domenilor lor de specialitate.
Pentru specialiștii din toate cele trei domenii – technica turnării, metalurgie și termotechnică – un excelent prilej de-a-și îmbogăți cunoștințele în lumina celor mai recente realizări. Veniți la Düsseldorf! Nu trebuie să pierdeți această ocazie!

Düsseldorf
22.–28.6.1984

NOWEA
DÜSSELDORFER MESSEN

FORMULAR PENTRU INFORMATII SUPLIMENTARE
Vă rugăm să ne trimiteți
1. Material informativ gratuit asupra următoarelor tîrguri:
☐ GIFA
☐ METEC
☐ thermprocess
☐ Prospecte pentru vizitatori
☐ Programul congresului (apare în Martie 1984)
☐ Seminare de specialitate (apare în Martie 1984)
2. Cataloage:
☐ GIFA (+ thermprocess) DM 20*)
☐ METEC (+ thermprocess) DM 20*)
☐ thermprocess DM 10*)
☐ toate cele trei cataloage DM 30*)
*) plus costul expediției poștale
(în caz de comandă pentru catalogul GIFA sau METEC, primiți în mod gratuit și catalogul thermprocess)

Cataloagele apar circa 3-4 săptămîni înainte de deschiderea tîrgurilor.

Düsseldorfer Messegesellschaft mbH
– NOWEA – Postfach 320203
D-4000 Düsseldorf 30

Numele _____

_____

Strada _____

Localitatea _____

Telefon _____

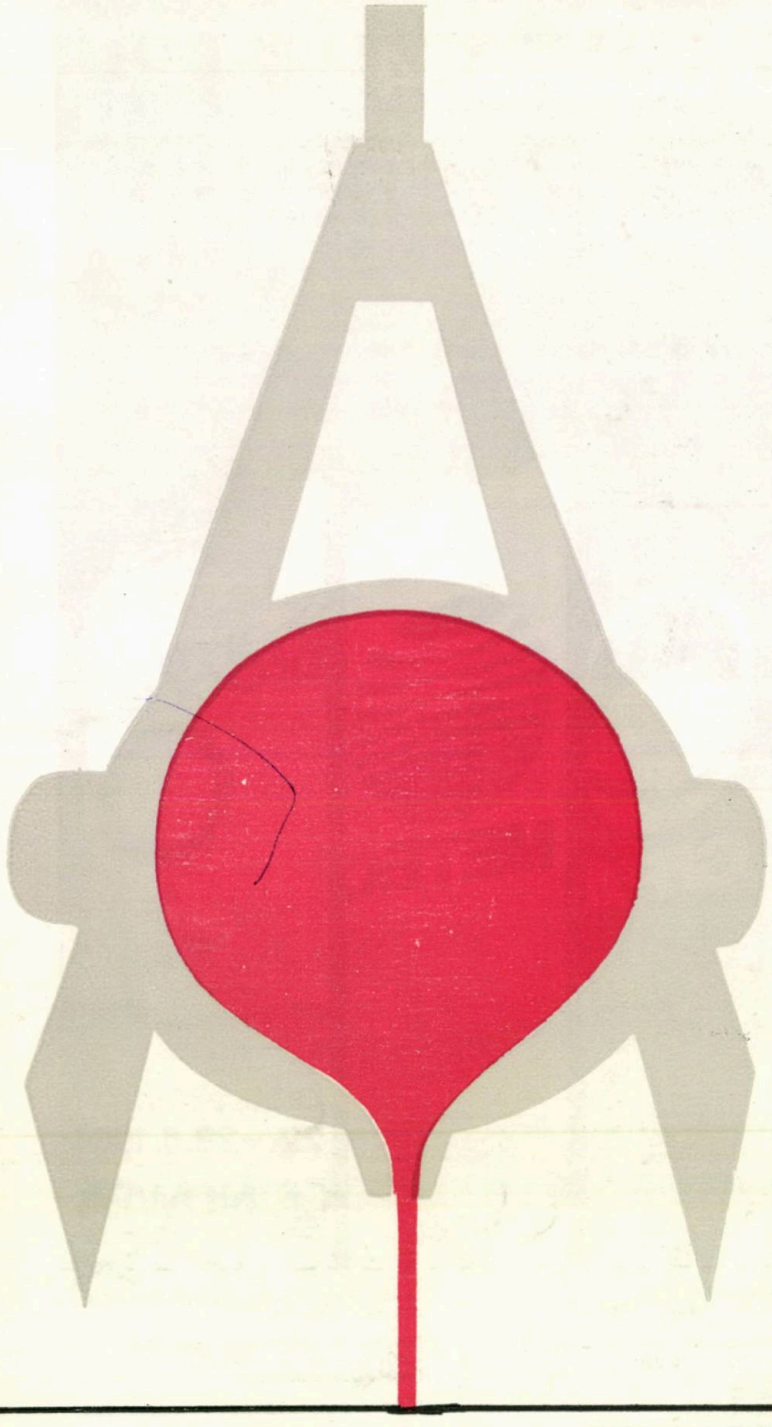
Tara _____

PUBLICOM

Centrul de Cercetari si Proiectari pentru Fabricatie Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi:

1985 JUL 25



— studii și lucrări de cercetare

— proiecte și documentații tehnice de execuție

— analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate.

C C P F P S

— HUNEDOARA —

E. 3280

R 1985 JUN 19

Kohászat

REFERÁLVA

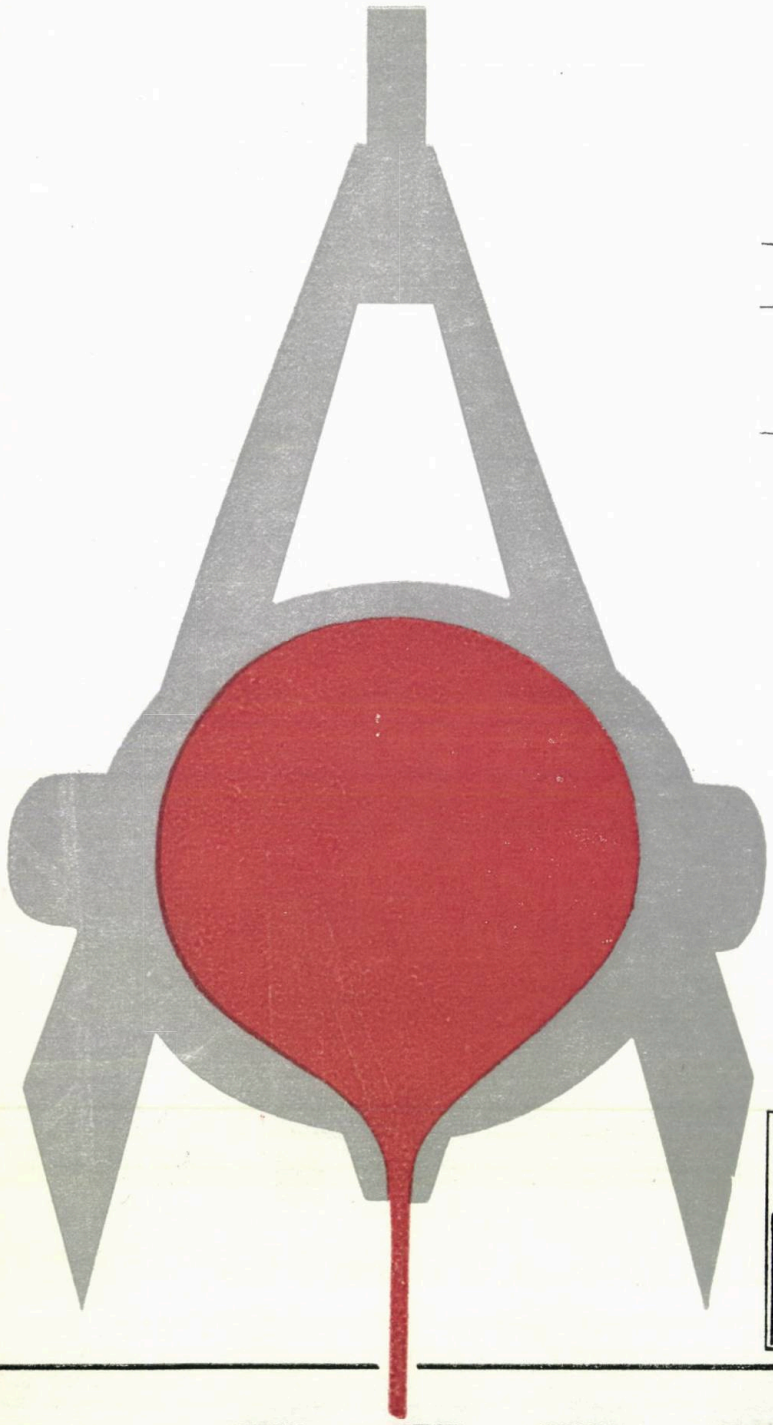
METALURGIA

4

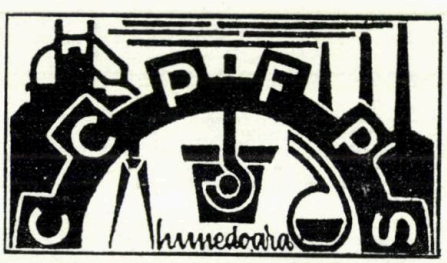
METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXVI • NR. 4 • APRILIE 1984

Centrul de Cercetari și Proiectari pentru Fabricație Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi:



- studii și lucrări de cercetare
- proiecte și documentații tehnice de execuție
- analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate



C C P F P S

– HUNEDOARA –

METALURGIA

Anul 36 Nr. 4 aprilie 1984

CUPRINS

Pilly, N.: **Considerații privind calculul operativ al randamentului de utilizare a hidrogenului în procesele redox din furnal** 173

Ivănescu, Al.: **Optimizarea dezoxidării cu aluminiu a oțelului elaborat în convertizorul LD** 177

Nica, M., Pumnea, C. și *Niță, P.:* **Cercetări privind obținerea de noi mărci de oțeluri anticorosive și refractare crom-mangan-nichel-azot** 183

Păsărică, Victoria, Dobrescu, Edith și *Constantinescu, Sara:* **Natura și dispersia incluziunilor nemetalice în oțelul pentru arcuri speciale, elaborat în cuptoare electrice de 50 t** 189

Ignat, C.: **Studiul variației cantității de austenită reziduală după călire, în timpul menținerii la temperatura ambiantă a oțelurilor de rulmenți** 195

Țică, Rodica, Fiterău, Victoria și *Huza, Gh.:* **Influența tratamentului termic asupra procesului de coroziune a unor oțeluri inoxidabile** 197

Brânzoi, V., Sternberg, S., Badea, T. și *Nicola, M.:* **Cercetări privind eficiența unor inhibitori organici la diminuarea coroziunii oțelurilor inoxidabile V2A, V4A și a oțelului carbon OL 37** 201

Dinu, M.: **Cobaltul de înaltă puritate. Metode de obținere, proprietăți** 206

Pițigoi, B.: **Fenomene tranzitorii în acționarea mecanismelor hidraulice în metalurgie. II. Presa de extruziune** 210

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Chițu, Gh.: **Evoluția metalurgiei în oală** 222

RECENZIE 188

DOCUMENTARE 221

COLEGIUL DE REDACȚIE

NECULAI AGACHI, PIA BĂLU, GHEORGHE BUJGOI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, TRAIAN DUMITRESCU, MIHAIL ENACHE, SUZANA GĂDEA, CONSTANTIN IONESCU, PETRE MARCU, ION MOLDOVAN, MIHAI NICULESCU, IULIU OVESEA, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, LAURENTIE SOFRONI — președintele colegiului, CORNEL STĂNESCU, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU, CORNELIU VELINCOV, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de viramant nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament : lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

I. P. Informația – c. 2088

CONTENTS

DC : 669.162.262 : 546.11

Pilly, N.: **Considerations on the operative calculation of hydrogen use rate in redox processes occuring in the blast furnace**

The paper describes an improved method of operative calculation of η_{H_2} on the basis of operation data, by insisting upon certain sources of errors with a view to avoiding them and to obtaining a better correspondence between the calculate and the actual rate.

Metalurgia 36 (1984), nr 4, p. 173–176

DC : 669.184.144.66 : 669.046.55

Ivănescu, A.: **Optimizing of aluminium dezoxidation in BOF steels**

Steel production growth and rate reduction are the two main goals of steel producers.

The knowledge of Al assimilation degree, depending of the technological conditions under which the heat was obtained, allows to obtain important savings of Al as well as steel whose chemical analysis ranges within the required limits.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 177–182

DC : 669.15'26'74'24'786

Nica, M., Pumnea, C. and *Niță, P.:* **Researches on the way of obtaining new grades of chrome — manganese — nickel — nitrogen refractory and anticorrosive steels**

Today the industry of refractory and anticorrosive steels produces a large diversified mix of steels which substitute for traditional refractory and anticorrosive steels in which nickel is largely replaced by manganese and nitrogen.

The substituting steels, besides being cheaper, have, in certain cases, higher physico-mechanical properties than the conventional Cr—Ni or Cr—Ni—Mo steel, while maintaining anticorrosive properties.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 183–188

DC : 669.141.247 : 539.219.1

Păsărică, Victoria, Dobrescu, Edith and *Constantinescu, Sara:* **The nature and diffusion of nonmetallic inclusions in special spring steels obtained in 50 t electric furnaces**

The paper presents the results of these researches on types, shapes, sizes, contents, chemical analysis and nonmetallic inclusion distribution in industrial specimens (billets) made of E9A steel with a view to improving the existing steelmaking-casting technology. The study was carried out by the chemical separation of oxidic inclusions existing in steel, by the spectral and mineralogical chemical analysis of the extracted inclusions, by the determination of the area occupied by inclusions, by the determination of dimensional classes and of the distribution of constituing elements (with optical microscope, 720 Quantimet and electron microprobe).

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 189–194

DC : 669.14.018.29.3 : 669.017

Ignat, C.: **The study of the variation of residual austenite quantity after quenching during maintaining ball bearing steels at ambient temperature**

The paper sudies the evolution of the quantity of residual austenite during the maintaining period after quenching and stability degree of this constituent when continuing the cooling process at —197°C.

The author brings new data on the processes occuring during these stages, by drawing the kinetics curves of transformations during the maintaining period after quenching as well as when continuing the cooling process in liquid nitrogen.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 195–196

DC : 669.14.018.8 : 621.785

Țică, Rodica, Fiterău, Victoria and *Huza, Gh.:* **The effect of heat treatments on the corrosion phenomenon in stainless steels**

The paper presents the results of the corrosion test on stainless steels, differently heat treated in a 5%, 10%, 20%, 1% H_2SO_4 media, 5%, 35% HNO_3, and 10%, 40%, 80% CH_3COOH.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 197–200

DC : 620. 193.235

Brânzoi, V., Sternberg, S., Badea, T. and *Nicola, M.:* **Researches on the efficiency of organic inhibitors in the corrosion reduction of V2A, V4A stainless steel and of OL37 carbon steel**

Using the potentiostatic method, the influence of organic inhibitors on the corrosion of V2A, V4A stainless steel and on OL37 carbon steel in the industrial water coming from oil refinery was studied. The removal of Cl^-, S^{2-} and H_2S from the solution and the use of chimec C_2 inhibitor are recommended for the reduction of corrosion.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 201–205

DC : 669.25 : 543.544

Dinu, M.: **High purity cobalt. Ways of obtaining, properties**

The author applied the cromatographic method to ion exchangers as well as the extraction with organic solvents with a view to purifying $CoCl_2$ solutions.

The method efficiency is very high in the case of liminating nickel and iron. A high purity cobalt is thus obtained.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 206–209

DC : 62–82 : 621–979.25

Pițigoi, B.: **Transitory phenomena in the driving of hydraulic mechanism in metallurgy. Extrusion press (II)**

Starting and stopping the driving hydraulic system of an extrusion press determine undulatory process in which the pressure waves propagate from the disturbing element to the pipes and are reflected by the system elements. The analytical analysis of the propagation of these waves is based upon the differential equations of the liquid movement in pipes and on the law of the piston movement.

The author analyses a simplified method for the study of the variations of pressure and transitory speed values, showing the way in which these values are influenced by the values of the constitutive elements of the system. The results of this study have an important impact on the designing and calculation practice.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 210–221

DC : 669.18.046.5 : 621.746.32

Chițu, Gh.: **The evolution of ladle metallurgy in Romania**

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 222–224

INHALT

DK : 669.162.262 : 546.11

Pilly, N.: **Betrachtungen über die Berechnung des Wasserstoffwirkungsgrades in den Redoxprozessen im Hochofen**

Es wird eine verbesserte Berechnungsmethode des ηH_2 angeführt, mit Angabe einiger Fehlerquellen, zwecks deren vermedung und für eine gute Übereinstimmung des berechneten mit dem tatsächlichen Wirkungsgrad.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 173–176

DK : 669.184.144.66 : 669.046.55

Ivănescu, A.: **Die Entwicklung der Desoxydation mit Aluminium des im LD-Konverter hergestellten Stahles**

Die Steigerung der Stahlproduktion und die Herabsetzung der spezifischen Verbräuche sind zwei wichtige Ziele der Stahlhersteller.

Die Kenntnis des Al-Assimilierungsgrades in Abhängigkeit zu den technologischen Bedingungen in denen die Stahlschmelze hergestellt wurde gestattet die Erreichung wichtiger Al Ersparnisse und die Herstellung eines Stahles in der erwünschten chemischen Zusammensetzung.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 177–182

DK : 669.15'26'74'24'786

Nica, M., Pumnea, C. und *Niță, P.:* **Untersuchungen über die Herstellung neuer nichtrostender, hitzebeständiger Cr–Mn–Ni–N Stahlmarken**

In der Stahlindustrie werden heute in grossem Umfang neue nichtrostende, hitzebeständige Stahlmarken hergestellt, für die Ersetzung der klassischen nichtrostenden und hitzebeständigen Stähle. In den neuen Stählen wird Ni in grossem Masse durch Mn und N ersetzt.

Die neuen Stähle sind billiger, haben bessere physisch – mechanische Eigenschaften bzw. sind hitzebeständiger und nichtrostender.

Metalurgia 36 (1985), nr. 4, p. 183–188

DK : 669.141.247 : 539.219.1

Păsărică, Victoria, Dobrescu, Edith und *Constantinescu, Sara:* **Die Art und Verteilung der nichtmetallischen Einschlüsse in den in 50 t Elektroöfen hergestellten Federstählen**

In der Arbeit werden die Ergebnisse der auf Knüppelproben durchgeführten Untersuchungen, im Zusammenhang mit der Type, Form, Abmessungen, chemische Zusammensetzung und Verteilung der nichtmetallischen Einschlüsse im E9A Stahl angegeben, zwecks Verbesserung der heutigen Herstellungs – bzw. Giesstechnik.

Das Studium wurde durch chemische Abscheidung der oxydischen Einschlüsse im Stahl, durch chemische Spektral- und mineralogische Analysen durch Punkt- und Verteilungs- bzw. Abmessungsbestimmung mit Hilfe des Lichtmikroskopes Quantimet 720 und der Elektronensonde, durchgeführt.

Metalurgia, 36 (1984), nr. 4, p. 189–194

DK : 669.14.018.29.3 : 669.017

Ignat, C.: **Die Schwankung des Restaustenits nach der Härtung, während der Haltung bei der Umgebungstemperatur der Kugellagerstähle**

In der Arbeit werden die Entwicklung des Restaustenits während der Haltedauer nach der Härtung und die Stabilisierung dieses Bestandteiles durch die Abkühlung bei – 196°C studiert.

Durch das Studium der Umwandlungskinetik während der Haltung nach der Härtung und die Fortsetzung der Abkühlung in flüssigem Stickstoff werden neue Erkenntnisse über die Prozesse gebracht.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 195–196

DK : 669.14.018.8 : 621.785

Țică, Rodica, Fiterău, Victoria und *Huza, Gh.:* **Der Einfluss der Wärmebehandlung auf das Korrosionsverhalten einiger nichtrostenden Stahlsorten**

In der Arbeit werden die Ergebnisse der Korrosionsuntersuchungen an nichtrostenden Stahlsorten nach verschiedenen Wärmebehandlungen in H_2SO_4 – 5%, 10%, 20%; NHO_3 – 1%, 5%, 35% und CH_3COOH – 10%, 40%, 80% gezeigt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 197–200

DK : 620.193.235

Brânzoi, V., Sternberg, S., Badea, T. und *Nicola, M.:* **Untersuchungen über den Wirkungsgrad einiger organischen Schutzmittel für die Herabsetzung der Korrosion der nichtrostenden Stähle V2A, V4A und des Kohlenstoffstahles OL 37**

Mit Hilfe der potentiostatischen Methode wurde der Einfluss einiger organischen Schutzmittel auf die Korrosion der nichtrostenden Stähle V2A, V4A und des Kohlenstoffstahles OL 37 in Abwässer von Erdölverarbeitungsanlagen, studiert. Für die Herabsetzung der Korrosion wird die Beseitigung von Chlor, Schwefel und Schwefelwasserstoff und die Anwendung des Schutzmittels C_2 vorgeschlagen.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 201–205

DK : 669.25 : 543.544

Dirtu, M.: **Kobalt hoher Reinheit. Herstellgsmethode, Eigenschaften**

Durch die chromatographische Prüfung der Ionenaustauscher und die Lösungsmittelextraktion wurde eine Kobaltchloridlösung $CoCl_2$ gereinigt.

Die Methoden haben einen hohen Wirkungsgrad im Zusammenhang mit der Ausscheidung von Nickel und Eisen. Es wurde Kobalt mit hohem Reinheitsgrad erhalten.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 206–209

DK : 62–82 : 621.979.25

Pițigoi, B.: **Übergangsvorgänge in den hydraulischen Antrieben aus der Metallurgie. II. Strangpressen**

Das Anlassen und Stillsetzen des hydraulischen Antriebsystems einer Strangspresse verursachen wellenartige Vorgänge in denen die Druckwellen vom Störungselement, den Leitungen entlang geleitet werden und von den Systemelementen zurückgeworfen werden. Die Analyse der Ausbreitung dieser Wellen wird analytisch durchgeführt, ausgehend von den Differentialrechnungen der Flüssigkeitsbewegung in den Leitungen und vom Kolbenbewegungsgesetz.

Es wird eine vereinfachte Methode studiert für die Bestimmung der Schwankungen der Übergangsdrücke und Geschwindigkeiten und die Art in der diese Werte durch die Systemelemente beeinflusst werden analysiert und die Folgen für die Projektierungspraxis bestimmt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 210–221

DK : 669.18.046.5 : 621.746.32

Chițu, Gh.: **Die Entwicklung der Pfannenmetallurgie in der S. R. Rumänien.**

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 222–224

SOMMAIRE

CD : 669,162.262.546.11

Pilly, N.: **Considérations concernant le calcul opératif du rendément d'utilisation de l'hydrogène dans les processus redox dans le haut fourneau**

On présente une méthode pour le calcul opératif du η_{H_2}, à partir des donnés d'exploitation, en insistant sur certaines sources d'erreurs pour les éviter et dans le but d'une bonne correspondance entre le rendement calculé et celui réel.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 173–176

CD : 669.184.144.66 : 669.046.55

Ivănescu, A.: **L'optimisation de la désoxydation par aluminium de l'acier élaboré dans le convertisseur LD**

L'augmentation de la production d'acier et la diminution des consommations spécifiques constituent deux objectifs importants pour les producteurs d'acier.

La connaissance du degré d'assimilation de l'Al en fonction des conditions technologiques dans lesquelles la charge d'acier a été élaborée permet d'obtenir d'importantes économies d'Al et un acier ayant la composition chimique dans les limites données.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 177–182

CD : 669.15'26 74'24'786

Nica, M., Pumnea, C. et *Niță, P.:* **Recherches concernant l'obtention de nouvelles nuances d'aciers anticorrosives et refractaires chrome-manganèse-nickel-azote**

L'industrie des aciers anticorrosives et refractaires produit une gamme diversifiée d'aciers anticorrosives et refractaires classiques dans lesquelles le manganèse et l'azote sont remplacés en grande partie par le nickel.

Ces aciers sont plus convenables, ils présentent des caractéristiques physico-chimiques supérieures aux aciers classiques Cr–Ni ou Cr–Ni–Mo tout en conservant leurs propriétés anticorrosives.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 183–188

CD : 669.141.247 : 539.219. –1

Păsărică, Victoria, Dobrescu, Edith et *Constantinescu, Sara:* **La nature et la dispersion des inclusions non-métalliques dans les aciers à ressorts spéciaux élaborés dans les fours électriques de 50 t**

On présente les résultats des recherches sur eprouvettes industrielles (billettes) des types, de la forme, des dimensions, du contenu, de la composition chimique et de la répartition des inclusions non métalliques dans l'acier E 9A, pour perfectionner la technologie d'élaboration – coulée existente.

L'étude a été effectueé par la séparation chimique des inclusions oxydiques en acier, par l'analyse chimique spectrale et minéralogique des inclusions extraites, par des déterminations du pointage, de la surface des inclusions, des classes dimensionnelles et de la répartition des élements constituents (par le microscope optique, Quantimet 720 et la microsonde électronique).

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 189–194

CD : 669.–14.018.29.3 : 669.17

Ignat, C.: **L'étude de la variation de la quantité d'austenite résiduelle après la trempe pendant le maintien à la température ambiante sur les aciers à roulements**

On analyse l'évolution de la quantité d'austenite résiduelle pendant le maintien après la trempe et le degré de stabilisation de ce constituent tout en continuant le refroidissement à – 196°C.

En traçant les courbes de la cinétique des transformations pendant le maintien après la trempe et pendant la continuation du refroidissement en nitrogène liquide, on fait de nouvelles considérations sur les processus qui ont lieu.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 195–196

CD : 669.14.018.8 : 621.785

Țică, Rodica, Fiterău, Victoria et *Huza, Gh.:* **L'effet des traitements thermiques sur la corrosion de certains aciers inoxydables**

On présente les resultats des essais de corrosions effectues sur des aciers inoxydables, soumis a differents traitements thermiques en milieu de H_2SO_4 5%, 10%, 20% ; HNO_3 1%, 5%, 35% et CH_3COOH 10%, 40%, 80%.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 170–200

CD : 620.193.235

Brânzoi, V., Sternberg, S., Badea, T. et *Nicola, M.:* **Recherches concernant l'efficacité de certains inhibiteurs organiques dans la réduction de la corrosion des aciers inoxydables V2A, V4A et de l'acier carbone OL 37.**

En utilisant la méthode potenticstatique, on a étudié l'influence de certains inhibiteurs organiques sur la corrosion des aciers inoxydables V2A, V4A et de l'acier carbone OL37 en eaux provenant des installations d'affinage de l'huile. Pour réduire la corrosion on récommande d'éliminer le chlore, le soufre et l'hydrogène sulfuré de la solution et d'utiliser l'inhibiteur chimique C_2.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 201–205

CD : 669.25 : 543.544

Dinu, M.: **Le cobalt de haute pureté. Méthodes d'obtention, propriétés**

En vue de purifier une solution de chlorure de cobalt $CoCl_2$ on a appliqué la méthode de la cromatographie des echangeurs d'ions et l'extraction avec des solvants organiques.

L'efficacité des méthodes est très élévée pour l'élimination du fer et du nickel. On obtient un cobalt de haute pureté.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 206–209

CD : 62 – 82 : 621 – 979,25

Pițigoi, B.: **Phénomènes transitoires dans la commande des mécanismes hydraulique en métallurgie. II. La presse à extrusion**

Le démarrage et l'arrêt du système hydraulique de commande d'une presse à extrusion engendrent des processus ondulatoires dans lesquels les ondes de pression se propaguent à partir de l'élément perturbatoire le long des tubes et sont refletées par les élements du système. L'analyse de la propagation de ces ondes, par voie analytique est réalisée a partir des équations différentielles du mouvement du liquide dans les tubes et de la loi du déplacement du piston.

On analyse une méthode simplifiée d'étude des variations des valeurs de pression et des vitesses transitoires et on présente la manière dont ces valeurs sont influencées par les valeurs des éléments constitutifs du système. Les résultats de cette analyse ont une grande importance pour la pratique d'étude et de calcul du système.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 210–221

CD : 669.18.046.5 : 621.746.32

Chițu, Gh.: **L'évolution de la métallurgie en poche en Roumanie**

Metalurgia 36 (1984), nr, 4, p. 222–224

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 669.162.262 : 536.II

Пилли, Н.: **Соображения относительно оперативного расчета коэффициента использования водорода в процессах** Redox **в доменных печах**

Описывается усовершенствованный метод для оперативного расчета η_{H_2} на основе эксплуатационных данных, настаивая над источниками погрешностей для избежания и с целью хорошего соответствия расчитанного коэффициента использования с реальным.

Metalurgia 36 (1984), nr 4, p. 173–176

ДК: 669.184.144.66 : 669.046.55

Ивэнеску, А.: **Оптимизация раскисления алюминием выплавленой стали в конверторе ЛД**

Рост производства стали и снижение удельных расходов составляют две основные цели, стоящие перед производителями стали.

Познание степени освоения Al в зависимости от технологических условий выплавки стальной плавки дает возможность получить большие экономии Al и стали с химическим составом в желаемых пределах.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 177–182

ДК: 669.15'26'74'24'78

Ика, М., Пумнеа, К. и *Ницэ, П.:* **Исследования относительно получения новых марок антикоррозийных и жаростойких сталей хром-марганец-никель-азот**

В промышленности антикоррозийных жаростойких сталей в настоящее время производится в широком масштабе сталь разнообразных гамм для замены классических антикоррозийных и жаростойких сталей, в которых никель заменен в большей мере марганцем и азотом.

Стали для замены, помимо того что дешевле, в некоторых случаях представляют высшие физико-механические характеристики классических сталей Cr—Ni или Cr—Ni–Mo, с сохранением антикорозийных свойств.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 183–188

ДК: 669.141.247 : 539.219.1

Пэсэрикэ, Виктория, Добреску, Едит и *Константинеску, Сара:* **Натура и дисперсия неметаллических включений в стали для специальных пружин, выплавленной в электропечах**

Работа охватывает результаты исследований на промышленных образцах (из заготовок) типов, форм, размеров, содержания, химического состава и распределения неметаллических включений в стали E9A для усовершенствования существующей технологии выплавки-разливки. Изучение проводилось химическим разделением в стали оксидных включений, минералогическим и спектральным химическим анализом извлеченных включений, определением пунктировки, занятой включениями площади, размерных классов и распределением составляющих элементов (оптическим микроскопом, Quantiment 720 и электронным микрозондом).

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 189–194

ДК: 669.14.018.29.3 : 669.017

Игнат, К.: **Изучение изменения количества остаточного аустенита после закалки на период выдержки при температуре окружающей среды подшипниковой стали**

Работа изучает эволюцию количества остаточного аустенита на период выдержки после закалки и степень стабилизации этого составляющего продолжением охлаждения при — 196°C.

Нанесением кинетических кривых превращений на период выдержки после закалки, а также для продолжения охлаждения в жидком азоте приводятся новые уточнения относительно развертывающихся процессов.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 191–196

ДК: 669.14.018. : 621.785

Цикэ, Родика, Фитереу, Виктория и *Хуза, Г.:* **Влияние термообработок на явление коррозии нержавеющих сталей**

В работе представлены результаты коррозионных испытаний нержавеющих сталей, различно обработаны термически в среде H_2SO_4 5%, 10%, 20%; HNO_3 1%; 5%; 35% и CH_3COOH 10%, 40%, 80%.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 197–200

ДК: 620.193.235

Брынзой, В., Штернберг, С., Бадя, Т. и *Сикола, М.:* **Исследования, касающиеся эффективности органических ингибиторов в уменьшении коррозии нержавеющих сталей V2A, V4A и углеродистой стали OL 37**

Применением потенциостатического способа исследовали влияние органических ингибиторов на корозию нержавеющих сталей V2A, V4A и углеродистой стали OL 37 в водах, происхождённых от нефтеочистительных установок.

Для уменьшения коррозии рекомендовано удаление хлора, серы, сернистого водорода из раствора и применение химического ингибитора C_2.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 201–205

ДК: 669.25 : 543.454

Дину, М.: **Сверхчистый кобальт. Способы получения, свойства**

Применен способ кроматографии ионообменников и экстракция органическими для очистки раствора хлористого кобальта $CoCl_2$.

Эффективность метода при удалении никеля и железа очень высокая. Получается кобальт высокой чистоты.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 206–209

ДК: 6 –82 : 621.979.25

Пицигой, В.: **Нестационарные явления при действии гидравлических механизмов в металлургии**

II. Пресс для выдавливания

Запуск и остановка гидравлической системы действия пресса для выдавливания генерирует волнообразные процессы, в которых волны давления распространяются от элемента возмущения по длине проводов и отражаются от элементов системы. Анализ распространения этих волн, аналитическим путем, в работе производится отходя от дифференциальных уравнений передвижения жидкости по проводам и от закона передвижения поршня.

Анализируется упрощенный метод изучения для колебаний величин давлений и переходных скоростей и представлен способ по которому на них влияют значения составляющих элементов системы с последствиями в практике её проектирования и расчета.

Metalurgia 36 (1984), nr. 4, p. 210–221

ДК: 669.18.046.5 : 621.746.32

Кицу, Т.: **Эволюция ковшевой металлургии в С.Р. Румынии**

Metalurgia 36 (1984), nr. 4 p. 222–224

METALURGIA 4

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1984

N. Pilly

Consideraţii privind calculul operativ al randamentului de utilizare a hidrogenului în procesele redox din furnal

CZ : 669.162.262 : 546.11

Mărimea randamentelor de utilizare a CO şi H_2 în procesele redox din furnal indică în întregime nivelul tehnic şi tehnologic al producţiei de fontă a furnalului.

Randamentele de utilizare se folosesc în diverse calcule specifice proceselor din furnal. Metodele de calcul, cum ar fi pentru determinarea raportului de echivalare în cocs a gazului natural şi pentru stabilirea consumului specific de combustibil [1], a calculului complet al încărcăturii [2], a consumului de combustibil pentru furnalizarea calcarului [3], a bilanţului termic şi a indicilor de echivalare a energiei chimice a combustibililor [4], privind tehnologia de insuflare de gaze reducătoare în cuva furnalului [5], [6] şi altele, au fost adaptate utilizării acestor indicatori.

Printre notaţiile folosite pentru exprimarea randamentului de utilizare a gazelor reducătoare există pentru CO : η_{iCO}, η'_{iCO} şi $\chi_r^{CO_2}$ şi omolog pentru H_2 : η_{iH_2}, η'_{iH_2} şi $\chi_r^{H_2O}$ şi pentru randamentele globale, η_{iCO,H_2} , η'_{iCO,H_2} şi $\chi_r^{CO_2,H_2O}$, ultimul indicînd gradul de oxidare a gazului.

η_{iCO} reprezintă randamentul de utilizare a energiei chimice a CO rezultat din carbonul ars în furnal şi este în funcţie de randamentul de utilizare a energiei chimice a carbonului :

$$\eta_{iCO} \approx 1{,}41\ \eta_{iC} - 0{,}41 \qquad (1)$$

η'_{iCO} reprezintă randamentul de utilizare a energiei chimice a întregii cantităţi de CO produs şi insuflat în furnal şi adus cu încărcătura şi care are practic o valoare identică cu a η_{iCO}.

$\chi_r^{CO_2}$ reprezintă raportul $CO_2/(CO_2 + CO)$ din gazul de furnal.

Se mai foloseşte notaţia η_{CO}^{FeO} pentru randamentul utilizării energiei chimice a CO la nivelul wustitei şi η_{iCO}, în loc de $\chi_r^{CO_2}$, calculat cu sau fără corecţie pentru CO_2 din încărcătură (carbonaţi, materii volatile ale combustibilului) şi din gazele insuflate în furnal.

În legătură cu utilizarea energiei chimice a hidrogenului, spre deosebire de cea a oxidului de carbon, nu s-a găsit necesară folosirea notaţiilor distincte η_{iH_2} şi η'_{iH_2} şi s-a generalizat notarea şi a η'_{iH_2}, adică a randamentului de utilizare a energiei chimice a întregii cantităţi de H_2 produse şi insuflate în furnal, cu η_{iH_2} [2]—[8] :

$$\eta_{iH_2} = \frac{H_2O'}{H_2O' + H_2} \qquad (2)$$

în care H_2O' reprezintă vaporii de apă rezultaţi din procese redox, iar H_2, hidrogenul rămas neutilizat în aceste procese, ambii termeni exprimaţi în fracţiuni de unitate (de volum) sau procente (de volum) din gazul de furnal.

Se mai notează cu H_2O_r cantitatea de vapori de apă rezultată din procese redox, respectiv cu $H_2 \cdot V_g$ cantitatea de hidrogen nereacţionată din gazul de furnal, cantitatea totală de hidrogen fiind deci :

$$H_2O_r + H_2 \cdot V_g = V_{H_2}\ m_0^3/h\ (m_0^3/t\ fontă) \qquad (3)$$

În practică nu se utilizează în mod curent metode de calcul complexe pentru determinarea randamentelor de utilizare [8].

Determinarea curentă a η_{iH_2} se poate realiza cu ajutorul următoarelor relaţii :

$$\eta_{iH_2} = \frac{V_{H_2} - H_2 \cdot V_g}{V_{H_2}} = 1 - \frac{H_2 \cdot V_g}{V_{H_2}} \qquad (4)\,(4')$$

$$V_g = \frac{\bar{N}_2 \cdot V_a + N_{2k} + N_{2gn} \cdot V_{gn} + 0{,}8 N_p \cdot G_p}{N_2},\ m_0^3/h \qquad (5)$$

$$V_{H_2} = \overline{H_2O} \cdot V_a + [V_{gn}\,(2\ CH_{4gn} + 3\ C_2H_{6gn} + 4C_3H_{8gn}) + CH_{4k} - CH_4 \cdot V_g] + 11{,}2 \cdot H_p \cdot G_p + H_{2k} + 1{,}244 \cdot \delta \cdot H_2O_{cr},\ m_0^3/h \qquad (6)$$

Pentru cazul insuflării păcurii, nu se va calcula conținutul de hidrogen stoechiometric după $\backslash CH_2 /$, ci va trebui să fie determinat (de ex. la un conținut de 96% carbon și hidrogen, ultimul reprezintă doar 6—12% de masă și nu 13,7%).

În cazul insuflării de gaze reducătoare conținînd azot și hidrogen, relațiile (5), (6) se completează corespunzător.

Înlocuind relația (5) în (4′) se obține:

$$\eta_{H_2} = 1 - \frac{H_2(N_2 V_a + N_{2k} + N_{2gn} V_{gn} + 0{,}8\, N_p \cdot G_p}{N_2 \cdot V_{H_2}} \quad (7)$$

În relațiile (4)—(7):

V_{H_2} este — cantitatea totală de hidrogen rezultată în furnal din aerul umed, combustibilul auxiliar, materiile volatile ale combustibilului solid și din apa de cristalizare, m_0^3/h;

$\overline{H_2O}$, $\overline{N_2}$ — conținutul de H_2O, respectiv N_2 din aerul cald umed insuflat, în fracțiuni din unitatea de volum;

V_a — debitul de aer umed efectiv insuflat în furnal, m_0^3/h;

V_g — debitul de gaz de furnal produs, uscat, m_0^3/h;

V_{gn} — debitul de gaz natural efectiv insuflat în furnal la gurile de aer, m_0^3/h;

$N_{2,k}$, $CH_{4,k}$, $H_{2,k}$ — cantitatea de N_2, CH_4, respectiv H_2 adusă cu materiile volatile;

$CH_{4,gn}$, $C_2H_{6,gn}$, $C_3H_{8,gn}$, $N_{2,gn}$ — conținuturi în gazul natural, în fracțiuni din unitatea de volum;

H_p, N_p — conținutul gravimetric de hidrogen, respectiv azot din păcura insuflată la gurile de aer, în fracțiuni din unitate;

G_p — consumul efectiv de păcură, kg/h;

H_2O_{cr} — cantitatea de apă de cristalizare adusă cu încărcătura, kg/h;

δ — gradul de descompunere a apei de cristalizare în furnal, în fracțiuni de unitate;

H_2, N_2 — conținutul de H_2, respectiv N_2 în gazul de furnal, în fracțiuni din unitatea de volum.

Dintre metodele de calcul al η_{H_2}, folosite curent în practica exploatării furnalelor, cea a lui Pohvisnev și Iașcenko, gîndită fiind pentru utilizarea la furnale cu o încărcătură superior pregătită, nu ține seamă de N_2 și CH_4 din materiile volatile ale cocsului, de CH_4 din gazul de furnal și de descompunerea apei de cristalizare, acestea considerîndu-se neglijabile, și pot fi considerate astfel doar în asemenea cazuri în care consumul specific de cocs este relativ mic, iar H_2O_{cr} lipsește din încărcătură [7].

Precizia cu care se calculează curent η_{H_2} depinde de diverși factori, cum ar fi măsurarea debitelor de aer și gaz natural, în general, și, în special, a celor insuflate efectiv în furnal, exactitatea cu care se determină compoziția aerului și gazului de furnal (de regulă N_2 se determină din diferență), cantitatea de apă de cristalizare descompusă și aportul de materii volatile din cocs (mangal).

Precizia se micșorează sensibil dacă există un aport necontrolat de H_2, de exemplu provenit prin pătrunderea apei în furnal din piese răcite proprii (guri de aer, răcitoare, elemente) și descompunerea ei în zonele cu temperaturi de peste circa 350°C, sau ale instalației de preîncălzire (șubere de aer cald) și descompusă la gurile de aer, adusă fiind aici cu aerul cald.

Gazul natural românesc convertit la gurile de aer conține de regulă $> 99\%$ CH_4, iar conținutul de H_2 corespunde cu o compoziție de gaz cu 100% CH_4 ($V_{H_2,gn} = 2V_{gn}$), diluarea cu azot fiind compensată de existența unor compuși mai bogați în hidrogen (C_2H_6, C_3H_8 ...). La alte compoziții ale gazului natural, acești compuși trebuie luați în considerare.

La măsurarea debitului de gaz natural, pot apărea imprecizii sensibile, dacă se reduce presiunea și dacă se modifică temperatura gazului în rețea și nu se aplică corecțiile respective.

Cea mai frecventă eroare provine din faptul că măsurările și decontul de gaz natural se fac în m_{st}^3 (760 torr și 15°C), iar calculul η_{H_2} se face considerînd același debit dar în m_0^3 (760 torr și 0°C, stare notată și cu m_N^3), ceea ce reprezintă 5,49% în plus.

Dacă gazul se măsoară numai pe global nu și la fiecare racord de insuflare în gurile de aer, apar pierderi suplimentare din rețea și eventual consumatori cumulați la consumul tehnologic. Oricum, la o instalație bine întreținută, pierderile de gaz natural nu depășesc 1%.

Măsurarea aerului insuflat în furnal se realizează în conducta de aer rece (în amonte de bateria de caupere) de regulă cu corecție pentru modificarea temperaturii și presiunii și deci cu maximă precizie. În aval de locul de măsurare, pînă la gurile de aer, pot însă exista pierderi de aer însumînd pînă la circa 5% din debitul măsurat.

Stabilirea pierderilor de aer trebuie făcută periodic, prin raportarea debitului de aer măsurat la cel calculat pe baza unui model de calcul. Coeficientul de corecție rezultat se poate folosi pînă la proxima verificare, dacă nu se observă modificări în cadrul controalelor de

rutină și cînd diferența dintre presiunea aerului cald și cea atmosferică nu provoacă o modificare importantă a pierderilor. Cu micșorarea consumului specific de aer și a $\overline{H_2O}$, precizia măsurării V_a pierde din importanță.

În ultimul deceniu, reducîndu-se proporția de gaz natural și păcură insuflată la gurile de aer, concomitent cu creșterea temperaturii aerului cald și a concentrației sale în oxigen, s-a mărit adaosul de abur în aerul insuflat, pentru a reduce creșterea de temperatură în creuzet, respectiv a fontei și zgurei.

Metoda reglării regimului termic prin varierea adaosului de abur în aerul insuflat este cea mai operativă (la 11 evacuări pe zi efectul se resimte de la o evacuare la alta). Aparatura necesară asigură măsurarea conținutului de umiditate a aerului și deci a aportului corespunzător de hidrogen, dar permite și depistarea aportului de abur datorat inetanșeității unei piese răcite a bateriei pe caupere [9].

Minereurile nepregătite termic în vederea furnalizării conțin apă de cristalizare, diverse proporții de $FeO \cdot OH$, respectiv $Fe_2O_3 \cdot H_2O$, raportul H_2O/Fe_2O_3 ducînd la următoarea clasificare:

$H_2O/Fe_2O_3 < 1$	Hidrohematit
$H_2O/Fe_2O_3 = 1$	Goethit ($\alpha FeO \cdot OH$); Akaganit ($\beta FeO \cdot OH$); Lepidocrocit ($\gamma FeO \cdot OH$)
$H_2O/Fe_2O_3 > 1$	Limonit, hidrogoethit.

Prin prisma metodei de calcul al η_{H_2}, se consideră apă de cristalizare aceea rămasă după uscarea la 105°C a probei de minereu: în cazul limoniților bogați în apă (geluri hidratate) se cuprinde deci apa de cristalizare (care se elimină la circa 450°C, dar și pînă la 900°C dacă provine din caoliniți) și apa de adsorbție (care se elimină la circa 170°C).

Stabilirea proporției de descompunere a apei de cristalizare nu se poate face prin calcul în cazul insuflării de gaz natural sau păcură la gurile de aer, sau/și a altor aportori de hidrogen, aici sau în cuva furnalului. Se folosesc deci valorile calculate la funcționarea furnalului fără combustibil auxiliar sau, în lipsa acestora, date generale din literatura de specialitate [10].

La elaborarea fontei de afinare cu cocs, gradul de descompunere a apei de cristalizare (definită ca mai sus) este în jur de 1/4, la fonta destinată turnătoriilor, 1/4—1/3, iar la fontele cele mai fierbinți, la fonta silicioasă și feromangan ajunge la 1/2,5—1/2.

Apa de cristalizare din minereuri se determină obișnuit, scăzînd din pierderile la calcinare (*p.l.c.*) conținutul de CO_2 determinat în laborator sau calculat — dacă se cunosc conținuturile de CaO și MgO, eventual și de Fe, Mn — aflate sub formă de carbonați. În cazul în care în cursul determinării *p.l.c.* se produc și oxidări (de ex. $Fe_3O_4 \rightarrow Fe_2O_3$), se aplică corecțiile necesare. Determinarea directă a H_2O_{cr} nu se practică în R.S.R.

Cantitatea totală de materii volatile din cocs se determină curent, iar compoziția lor se cunoaște cu aproximație acceptabilă. O parte din acestea sînt gaze adsorbite în procesul de stingere a cocsului (și se pot elimina prin extracție în vid). Deoarece temperatura la care se determină conținutul de materii volatile în laborator este sub cea la care se încheie cocsificarea și deoarece cu creșterea temperaturii crește proporția de hidrogen degajată, trebuie să se ia în calcul un aport mărit de hidrogen.

În continuare se dă un exemplu de calcul al η_{H_2}, relațiile (6), (7), pentru următoarele date de bază:

$N_2 = 0{,}5414\ m_0^3/m_0^3$ gaz de furnal;
$N_2 = 0{,}7835\ m_0^3/m_0^3$ aer insuflat;
$N_{2,k} = 24{,}45\ m_0^3/h$;
$\overline{H_2O} = 0{,}00819\ m_0^3/m_0^3$ aer;
$H_2 = 0{,}0542\ m_0^3/m_0^3$ gaz de furnal;
$H_{2k} = 180{,}19\ m_0^3/h$;
$CH_{4gn} = 1\ m_0^3/m_0^3$ gaz natural insuflat;
$CH_4 = 0{,}00435\ m_0^3/m_0^3$ gaz de furnal;
$CH_{4k} = 58{,}57\ m_0^3/h$;
$H_2O_{cr} = 1\,012{,}6$ kg/h (încărcătura conține importante cantități de hidrohematit);
$\delta = 1/3$
$V_a = 29\,847\ m_0^3/h$;
$V_{gn} = 1\,404{,}6\ m_0^3/h$.

Cu aceste valori se obține (6):

$$V_{H_2} = 0{,}00819 \cdot 29\,847 + 2(1 \cdot 1\,404{,}6 - 0{,}00435 \cdot 43\,239 + 58{,}57) + 180{,}19 + \frac{1}{3} \cdot 1\,259{,}7 = 3\,394{,}67\ m_0^3/h$$

În sfîrșit, cu relația (7) se obține:

$$\eta_{H_2} = 0{,}3096$$

Dacă se face abstracție de pregătirea datelor, calculul η_{H_2}, expus fiind relativ simplu, nu mai necesită, și nici nu permite simplificări, existînd suficienți factori care să influențeze — — așa cum s-a arătat — mărimea abaterii randamentului calculat de cel real.

În tabelul 1 se dă bilanțul hidrogenului din care reiese și η_{H_2}.

Tabelul 1

Bilanțul hidrogenului

INTRĂRI			IEȘIRI		
Din:	m_0^3/h	%	Cu:	m_0^3/h	%
Umiditatea aerului	244,45	7,20	H_2O_r în gaz	1 051,12	30,96
Gazul natural descompus	2 550,16	75,12			
H_2O_{cr}	419,87	12,37	H_2 în gaz	2 343,55	69,04
Materii volatile, cocs	180,19	5,31			
Total	3 394,67	100,00	Total	3 394,67	100,00

Deoarece unele omisiuni sau simplificări au efect și asupra bilanțului termic tehnologic, se vor da două cazuri și efectele acestora, folosind datele exemplului de calcul.

a) Se face abstracție de N_{2k} și CH_{4k} (din materiile volatile ale cocsului).

Rezultă $\eta_{H_2} = 0{,}2858$

Modificări în bilanțul termic:

— căldură degajată la arderea hidrogenului (936,82 m_0^3/h):

$$q_H = 2\,580 \cdot 936{,}82 = 2{,}417 \cdot 10^6 \text{ kcal/h}$$

(148,68 kcal/kg fontă)

— căldura evacuată cu vaporii de apă din procese redox, la gura furnalului, la tg=175°C:

$$q_g = 54{,}18 \cdot 936{,}82 = 50{,}757 \cdot 10^3 \text{ kcal/h}$$

(3,12 kcal/kg fontă)

b) Ca și în cazul *a* și, în plus, făcînd abstracție de CH_4 din gazul de furnal.

Rezultă $\eta_{H_2} = 0{,}3593$

$$q_H = 2\,580 \cdot 1\,312{,}61 = 3{,}3865 \cdot 10^6 \text{ kcal/h}$$

(208,31 kcal/kg fontă)

$$q_g = 54{,}18 \cdot 1\,312{,}61 = 71{,}117 \cdot 10^3 \text{ kcal/h}$$

(4,37 kcal/kg fontă)

c) Calculul exact a dat:

$\eta_{H_2} = 0{,}3096$

$$q_H = 2\,580 \cdot 1\,051{,}12 = 2{,}71189 \cdot 10^6 \text{ kcal/h}$$

(166,82 kcal/kg fontă)

$$q_g = 54{,}18 \cdot 1\,051{,}12 = 54{,}993 \cdot 10^3 \text{ kcal/h}$$

(3,38 kcal/kg fontă)

Bilanțul termic-tehnologic întocmit pentru acest caz a dat consumul total de căldură Q_t = = 3 152,93 kcal/kg fontă, căldura utilă Q_u = =2 634,70 kcal/kg fontă și randamentul termic al furnalului $\eta_f = 0{,}83564$.

În perioada respectivă s-a elaborat fontă de turnătorie cu Si = 2,70%, cu un consum de cocs k_0 = 620,5 kg/t fontă și aerul cald încălzit la 1 071°C.

Pentru cazul „*a*", rezultă față de cazul „*c*", la bilanțul termic, o lipsă de căldură de 17,88 kcal/kg (0,57%), iar pentru cazul „*b*", un plus de 40,50 kcal/kg (1,28%) în medie, diferența de 0,01 unități la η_{H_2} corespunzînd la o diferență la bilanțul termic de 0,25% sau aproape 8 kcal/kg (33 kJ/kg fontă).

BIBLIOGRAFIE

[1] Pilly, N. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1964, p. 49.
[2] Pilly, N. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1971, p. 240.
[3] Pilly, N. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 1, 1971, p. 1.
[4] Pilly, N. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1975, p. 186.
[5] Pilly, N. *Unele aspecte ale tehnologiei de insuflare a gazelor reducătoare la două niveluri în furnal.* Sesiunea de comunicări tehnico-științifice, Vlăhița, sept., 1975.
[6] Pilly, N. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 12, 1977, p. 631.
[7] * * * În: Stal, U.R.S.S., nr. 8, 1982, p. 32.
[8] Pilly, N. *Contribuții la determinarea unor indici ai proceselor de oxidoreducere din furnal pe baza datelor de exploatare.* Sesiune de comunicări tehnico-științifice (M.I.M., ICEM, I.P.B.), București, 1975.
[9] Stoicoi, I. și Pilly, N. *Funcționarea furnalelor cu intensitate de ardere mărită.* București, I.D.T., 1961, p. 45.
[10] Dobrovici, B. și col. *Metalurgia fontei.* București, Ed. tehnică, 1966, p. 231.

Ing. Al. Ivănescu
Universitatea din Galaţi

Optimizarea dezoxidării cu aluminiu a oţelului elaborat în convertizorul LD

CZ : 669.184.144.66 : 669.046.55

Simultan cu creşterea producţiei de oţel, reducerea consumurilor specifice reprezintă un obiectiv primordial în activitatea producătorilor de oţel.

Cunoaşterea gradului de asimilare a Al, în funcţie de condiţiile tehnologice în care s-a elaborat şarja de oţel, permite obţinerea de importante economii de aluminiu şi un oţel cu compoziţia chimică în limitele dorite.

În acest context a fost gîndită şi realizată prezenta lucrare, urmărindu-se optimizarea procesului de dezoxidare cu Al a oţelului elaborat în convertizorul LD.

Corelaţia dintre gradul de asimilare a Al la dezoxidarea oţelului şi unii factori tehnologici

Performanţa procesului de dezoxidare a oţelului este cercetată prin gradul de asimilare a Al, mărime ce se calculează cu relaţia :

$$g_{Al} = 100 - a_{Al} = \frac{\%Al_f \cdot G_s}{\%Al_{Al} \cdot G_{Al}} \cdot 100 \qquad (1)$$

unde : a_{Al} este arderea aluminiului, %;
$\%Al_f$ — % de aluminiu rezidual;
$\%Al_{Al}$ — % de aluminiu din aluminiul utilizat;
G_{Al} — cantitatea de aluminiu utilizată, kg;
G_s — greutatea şarjei, kg.

Pentru stabilirea corelaţiei multiple s-a realizat un studiu pe cele trei grupe de oţeluri elaborate curent în convertizoarele cu oxigen :
— calmate de ambutisare (numai cu Al);
— calmate cu siliciu şi aluminiu;
— slab aliate.

La oţelurile calmate şi slab aliate s-au luat în studiu influenţele următorilor factori tehnologici :

$x_1 = (\%C)_0$ este conţinutul de carbon la oprirea suflării;
$x_2 = (\%Mn)_0$ — conţinutul de mangan la oprirea suflării;
$x_3 = \tau_{ev}$ — durata evacuării, min;
$x_4 = T_{ev}$ — temperatura oţelului înaintea evacuării, °C;
$x_5 = q_{O_2}$ — consumul specific de oxigen pe tona de oţel, Nm^3/t;
$x_6 = T_{OL}$ — temperatura oţelului în oala de turnare, °C;
$x_7 = \%Si_f$ — conţinutul final de Si.

În locul conţinutului final de Si, la şarjele calmate numai cu aluminiu s-a introdus mărimea bucăţii de aluminiu $x_7 = G_{Al}$.

S-a utilizat un program de corelaţie multiplă de bibliotecă, prelucrîndu-se datele de la 3 000 şarje, obţinîndu-se ecuaţiile de regresie simplă şi multiplă, matricele de corelaţie şi de determinare şi abaterile medii pătratice.

Din analiza rezultatelor obţinute, s-au desprins o serie de concluzii importante pentru studiul gradului de asimilare a aluminiului la dezoxidarea oţelului. Astfel la şarjele calmate numai cu aluminiu, din cei şapte factori de influenţă luaţi în studiu numai trei au o influenţă puternică :

— conţinutul de carbon la oprirea suflării oxigenului, $r_{yx_1} = 0{,}428$;
— conţinutul de mangan la oprirea suflării oxigenului, $r_{yx_2} = 0{,}235$;
— temperatura oţelului în oala de turnare, $r_{yx_3} = 0{,}220$.

Primii doi factori $(C)_0$ şi $(Mn)_0$ caracterizează gradul de oxidare a oţelului, iar al treilea, starea termică a oţelului în oala de turnare.

Pentru factorii cu influenţă puternică, modelul de corelaţie multiplă are expresia :

$$Y_{Al} = 556{,}8 + 6{,}05(C)_0 - 18{,}04(Mn)_0 - 0{,}325\ T_{OL} \qquad (2)$$

Modelul a fost verificat cu ajutorul testului Fischer, obţinîndu-se $F_{calc} > F_{tab}$, iar coeficienţii de regresie, cu ajutorul testului Student.

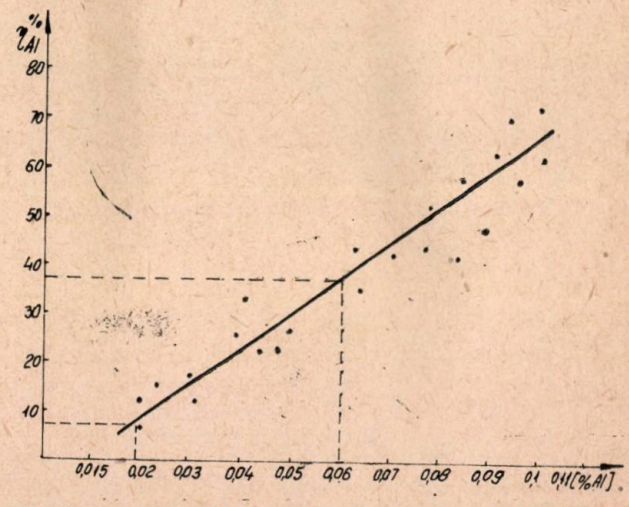


Fig. 1. Corelaţie între gradul de asimilare a aluminiului şi conţinutul de aluminiu din oţel

Din reprezentarea grafică a gradului de asimilare a aluminiului, în funcție de conținutul de aluminiu rezidual (fig. 1), se desprinde concluzia că odată cu creșterea conținutului de Al rezidual crește și gradul de asimilare. Pentru domeniul optim tehnologic de 0,02—0,06 % rezultă un grad de asimilare a aluminiului cuprins între 8 și 37 %.

Modelul matematic de corelație multiplă a gradului de asimilare a aluminiului, în funcție de cei șapte factori de influență, are expresia :

$$Y_{Al} = 426{,}8(C)_0 + 24{,}1(Mn)_0 + 2{,}3\tau_{ev} + \\ + 0{,}0056\ T_{ev} - 0{,}383\ T_{OL} - 0{,}006\ G_{Al} - \\ - 0{,}68\ q_0 - 618{,}2 \qquad (3)$$

Determinarea gradului de asimilare a Al la șarjele calmate numai cu aluminiu

Deoarece modelele de corelație multiplă sînt dificil de calculat, pe baza studiului întocmit s-au stabilit cîteva modalități de determinare practică a gradului de asimilare a aluminiului la șarjele calmate numai cu aluminiu. Astfel, în figura 2 sau tabelul 1 s-a determinat gradul de asimilare a aluminiului, în funcție de principalii factori de influență pe care topitorii îi cunosc în momentul premergător evacuării : $(\%\,C + \%\,Mn)_0$ și temperatura de evacuare T_{ev}. Dacă se admite că $T_{ev} = 1\,610°C$, iar $(\%\,C + Mn)_0 = 0{,}20$, atunci din tabelul 1 rezultă că $Y_{Al} = 28{,}13\,\%$.

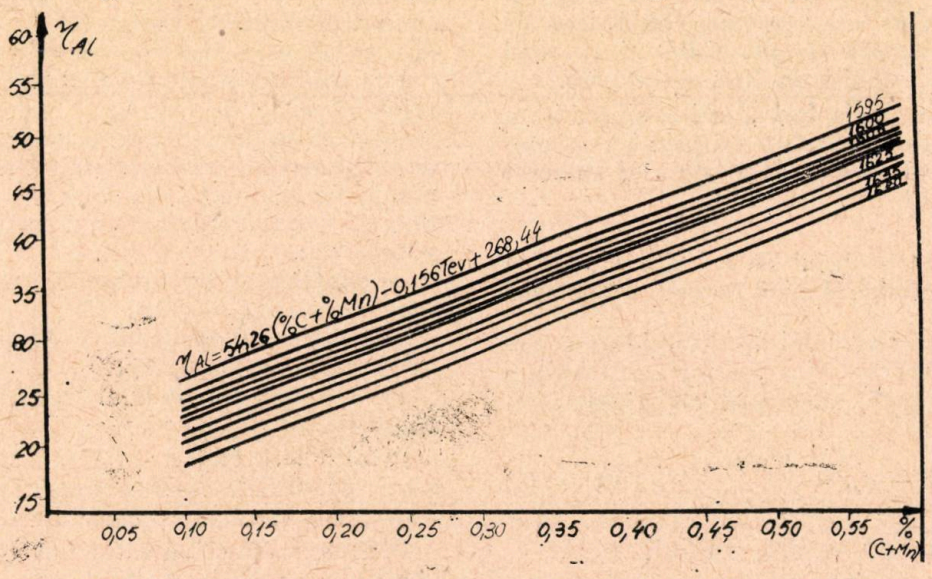


Fig. 2. Gradul de asimilare a aluminiului la șarjele calmate numai cu aluminiu

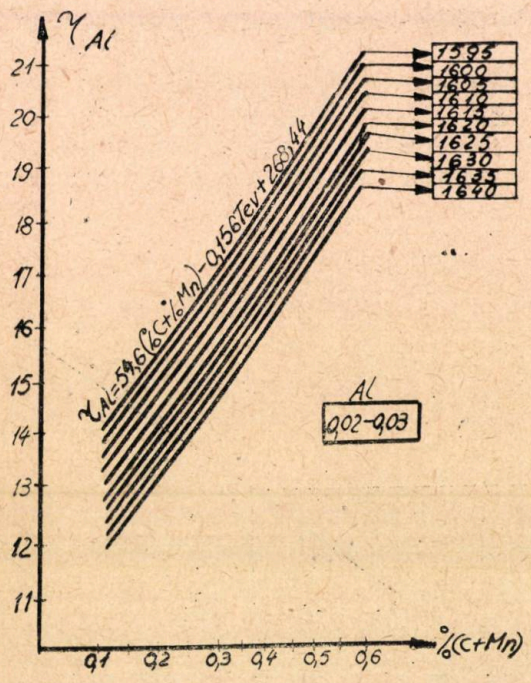


Fig. 3. Variația gradului de asimilare a aluminiului cu $\Sigma\,\%\ (C+Mn)_0$ și T_{ev}, pentru un domeniu de variație $[Al]_f$ în oțel de 0,02—0,03

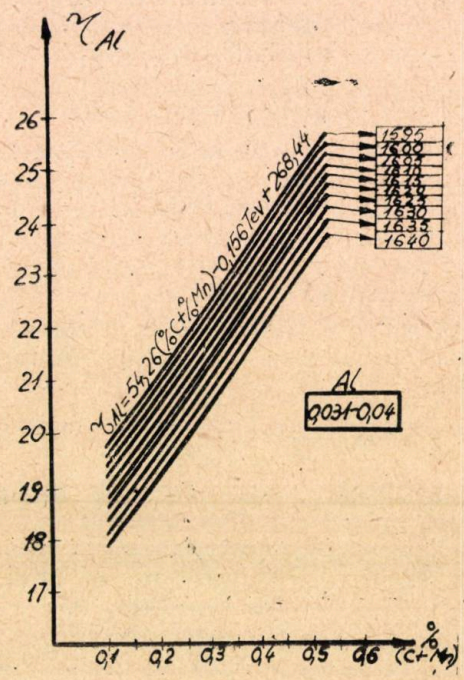


Fig. 4. Variația gradului de asimilare a aluminiului cu $\Sigma\,\%\ (C+Mn)_0$ și T_{ev} pentru un domeniu de variație a $[Al]_f$ în oțel de 0,031—0,04

Tabelul 1

Gradul de asimilare a aluminiului în funcţie de $(\%C+Mn)_0$ T_{ev} şi % de aluminiu rezidual

$(\%C+Mn)_0$ \ T_{ev}	1595	1600	1605	1610	1615	1620	1625	1630	1635	1640
0,10	25,04	24,26	23,48	22,70	21,92	21,14	20,36	19,58	18,80	18,02
0,15	27,8	26,97	26,199	25,41	24,64	23,85	23,07	22,29	21,51	21,13
0,20	30,47	29,69	28,91	28,13	27,35	26,57	25,79	25,01	24,23	23,45
0,25	33,18	32,40	31,62	30,84	30,06	29,28	28,50	27,72	26,94	26,16
0,30	35,89	35,11	34,33	33,55	32,78	31,99	31,21	30,43	29,65	28,87
0,35	38,61	37,83	37,05	36,27	35,49	34,71	33,93	33,15	32,37	31,59
0,40	41,32	40,54	39,76	38,98	38,20	37,42	36,64	35,86	35,08	34,30
0,45	43,08	43,25	42,47	41,69	40,91	40,13	39,35	38,57	37,79	37,01
0,50	46,75	45,97	45,19	44,41	43,63	42,85	42,07	41,29	40,51	39,73
0,55	49,46	48,69	47,90	47,18	46,34	45,56	44,78	44,00	43,22	42,44
0,60	52,17	51,39	50,61	49,83	49,65	48,27	47,49	46,71	45,93	45,15

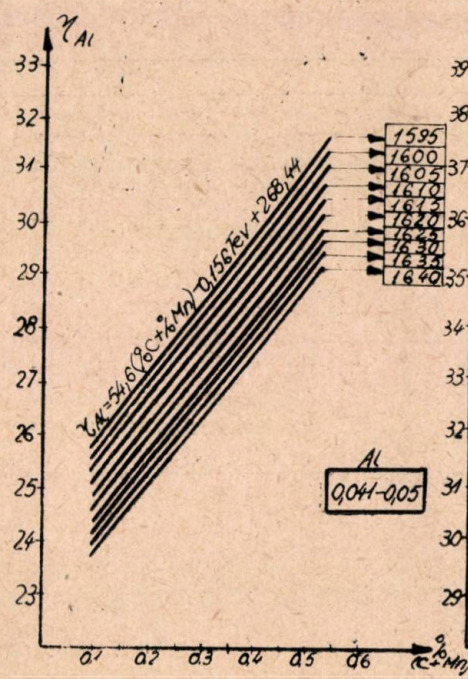


Fig. 5. Variaţia gradului de asimilare a aluminiului cu $\Sigma\%$ $(C+Mn)_0$ şi T_{ev}, pentru un domeniu de variaţie a $[Al]_f$ în oţel de 0,041—0,05

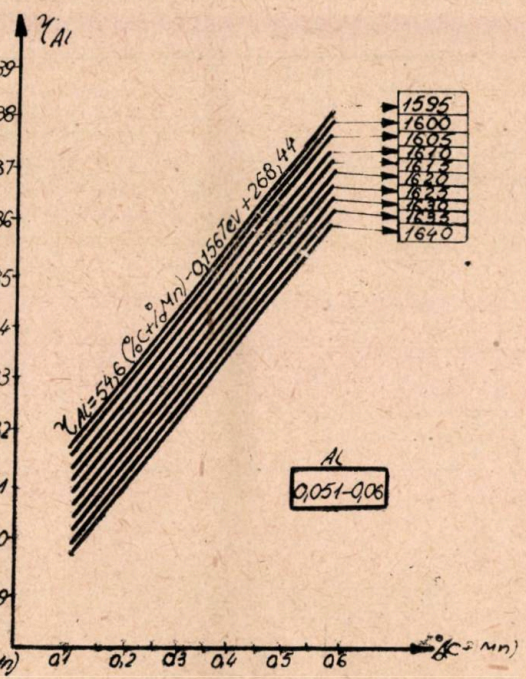


Fig. 6. Variaţia gradului de asimilare a aluminiului cu $\Sigma\%$ $(C+Mn)_0$ şi T_{ev}, pentru un domeniu de variaţie a $[Al]_f$ în oţel de 0,051—0,06

La un conţinut de 0,3 % Al rezidual şi la o şarjă de 180 t va fi necesar :

$$\frac{180\,000 \cdot 0{,}03 \cdot \frac{1}{100}}{28{,}13 \cdot \frac{1}{100}} = 191{,}96 \text{ kg aluminiu}$$

Ecuaţia de regresie în acest caz este :

$$Y_{Al} = 54{,}26(\%C+Mn)_0 - 0{,}156\ T_{ev} + 268{,}44 \quad (4)$$

Cu ajutorul tabelului 2 se poate stabili gradul de asimilare a aluminiului, în funcţie de (% C + + Mn)$_0$, T_{ev} şi % de aluminiu rezidual.

Domeniul optim de variaţie a aluminiului rezidual este împărţit în patru subdomenii corespunzătoare diagramelor din figurile 3, 4, 5 şi 6.

O determinare precisă se poate efectua prin utilizarea nomogramei din figura 7 stabilită pe baza ecuaţiei :

$$Y_{Al} = 12{,}32(\%C + Mn)_0 - 0{,}0585\ T_{ev} +$$

$$+ 601(\%Al) - 0{,}146\ \tau_{ev} + 0{,}21\ q_{O_2} + 79{,}6 \quad (5)$$

Tabelul 2

Determinarea gradului de asimilare a aluminiului la şarjele calmate numai cu aluminiu

$[\%AL]$ / T_{ev}	0,02–0,03										0,031–0,04									
$(\%C+\%Mn)_0$	1595	1600	1605	1610	1615	1620	1625	1630	1635	1640	1595	1600	1605	1610	1615	1620	1625	1630	1635	1640
0,10	14	13,7	13,4	13,2	13	12,7	12,5	12,3	12,1	11,8	19,8	19,7	19,4	19,2	18,9	18,7	18,4	18,2	18	17,8
0,15	14,6	14,4	14,2	14	13,7	13,4	13,2	13	12,8	12,5	20,5	20,4	20,1	19,9	19,6	19,4	19,1	18,9	18,7	18,5
0,20	15,3	15,1	14,8	14,6	14,4	14,1	14	13,7	13,5	13,2	21,3	21,2	20,8	20,6	20,3	20,1	19,8	19,6	19,4	19,2
0,25	16	15,8	15,5	15,3	15,1	14,9	14,6	14,4	14,2	14	22	21,9	21,5	21,3	21	20,8	20,5	20,3	20,1	19,9
0,30	16,7	16,5	16,2	16	15,8	15,6	15,3	15,1	14,9	14,6	22,7	22,6	22,2	22	21,7	21,5	21,2	21	20,8	20,6
0,35	17,4	17,2	17	16,7	16,5	16,3	16	15,8	15,6	15,4	23,4	23,3	22,9	22,7	22,5	22,2	21,9	21,7	21,5	21,3
0,40	18,1	18	17,6	17,4	17,2	17	16,7	16,5	16,3	16	24,1	24	23,6	23,4	23,1	23	22,6	22,5	22,2	22
0,45	18,8	18,6	18,3	18,1	18	17,7	17,5	17,2	17	16,8	24,8	24,7	23,4	24,1	23,8	23,6	23,3	23,1	22,9	22,7
0,50	19,5	19,3	19	18,8	18,6	18,4	18,2	17,9	17,7	17,5	25,5	25,4	25	24,8	24,5	24,3	24	23,8	23,6	23,4
0,55	20,2	20	19,7	19,5	19,3	19,1	18,9	18,6	18,4	18,4	26,2	26,1	25,7	25,5	25,2	25	24,7	24,5	24,3	24,1
0,60	21	20,7	20,5	20,2	20	19,8	19,5	19,3	19,1	18,9	26,9	26,3	26,2	26	25,7	25,4	25,3	25,1	25	24,8

0,041–0,05											0,051–0,06									
1595	1600	1605	1610	1615	1620	1625	1630	1635	1640	1595	1600	1605	1610	1615	1620	1625	1630	1635	1640
25,8	25,6	25,4	25,1	24,9	24,6	24,4	24,2	23,9	23,7	31,7	31,5	31,3	31	30,8	30,6	30,3	30,1	29,9	29,7
26,5	26,3	26	25,8	25,6	25,3	25,1	24,9	24,6	24,4	32,4	32,2	32	31,7	31,5	31,3	31	30,8	30,6	30,4
27,2	27	26,8	26,5	26,3	26	25,8	25,6	25,3	25,1	33,1	33	32,7	32,4	32,2	32	31,8	31,6	31,4	31,2
27,9	27,6	27,5	27,2	27	26,7	26,5	26,3	26	25,8	33,8	33,6	33,4	33,1	32,9	32,7	32,5	32,3	32,1	31,9
28,6	28,4	28,2	28	27,7	27,4	27,2	27	26,7	26,5	34,5	34,3	34,1	33,9	33,7	33,5	33,2	33	32,9	32,7
29,3	29,1	28,9	28,6	28,4	28,1	27,9	27,7	27,4	27,1	35,2	35	34,8	34,5	34,3	34,1	33,8	33,6	33,5	33,3
30	29,8	29,6	29,3	29,1	28,8	28,6	28,4	28,1	27,9	36	35,7	35,5	35,2	35	34,8	34,5	34,3	34,1	34
30,7	30,5	30,3	30	29,8	29,5	29,3	29,1	28,8	28,6	36,6	36,4	36,2	35,9	35,7	35,2	35,2	35	34,8	34,6
31,4	31,2	31	30,7	30,5	30,3	30	29,8	29,5	29,3	37,3	37,1	36,9	36,6	36,3	36,1	35,9	35,7	35,5	35 3
32,1	31,9	31,7	31,4	31,2	31,9	30,7	30,5	30,2	30	38	37,8	37,6	37,3	37,1	36,9	36,6	36,4	36,2	36
32,8	32,6	32,4	32,1	31,9	31,7	31,4	31,2	30,9	30,7	38,8	38,5	38,3	38	37,8	37,5	37,2	37	36,8	36,6

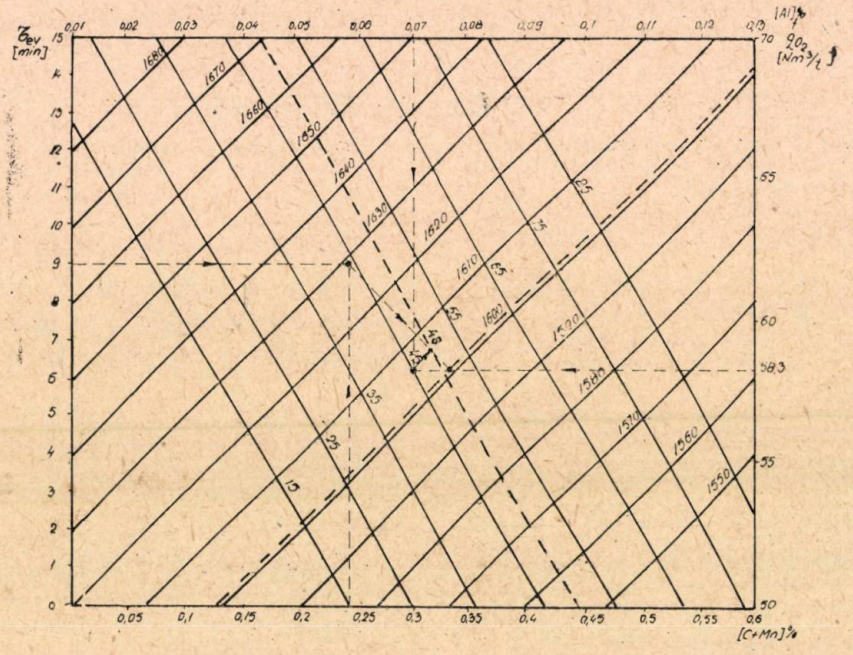


Fig. 7. Nomogramă pentru determinarea gradului de asimilare a aluminiului în funcţie de factorii de influenţă

Determinarea gradului de asimilare a Al la șarjele calmate cu Si și Al

La șarjele calmate cu Si și Al (slab aliate), gradul de asimilare a Al este influențat de gradul de asimilare a Si:

$$g_{Si} = 100 - a_{Si} = \frac{\%\,Si_f \cdot G_s}{\%\,Si_{FeSi} \cdot G_{FeSi}} \cdot 100,\ \%$$

unde: a_{Si} este arderea siliciului, %;
$\%\,Si_f$ — % de siliciu final;
$\%\,Si_{FeSi}$ — % de siliciu din ferosiliciu;
G_{FeSi} — cantitatea de ferosiliciu utilizată, kg;
G_s — greutatea șarjei, kg.

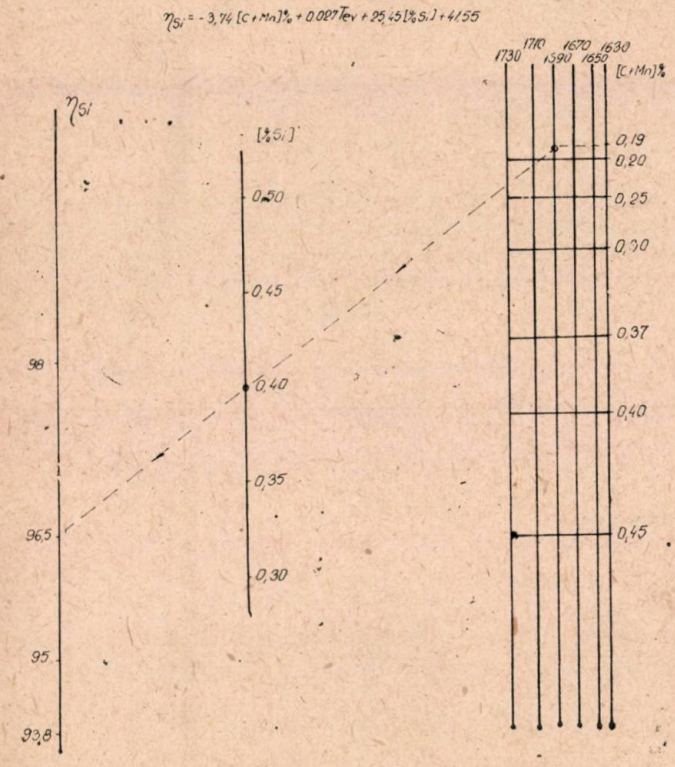


Fig. 8. Nomograma de determinare a gradului de asimilare a siliciului la oțelul slab aliat

Prin prelucrarea pe calculator a datelor de la 3 000 șarje s-au obținut ecuațiile de regresie:

$$Y_{Si} = -3,74\,(\%\,C + \%\,Mn)_0 + 0,027\,T_{ev} + 25,45\,\%\,Si + 41,55 \qquad (6)$$

$$Y_{Al} = 21,69(\%\,C + \%\,Mn)_0 - 0,008\,T_{ev} + 508,5(\%\,Al) + 7,45 \qquad (7)$$

$$Y_{Al} = 0,117\,Y_{Si} + 21,3(\%\,C + Mn)_0 -$$

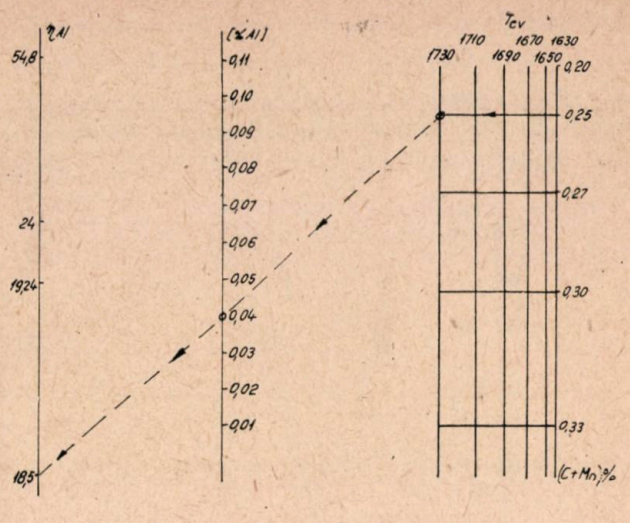


Fig. 9. Nomogramă pentru determinarea gradului de asimilare a aluminiului la șarjele slab aliate

$$- 0,013\ T_{ev} + 501,3(\%\ Al) + 0,01\ \tau_{ev} - 0,137\ q_{O_2} + 12,58 \qquad (8))$$

Cu ajutorul ecuațiilor (6), (7) și (8) s-au întocmit nomogramele din figurile 8, 9 și 10, cu ajutorul cărora se poate determina rapid gradul de asimilare a Al în funcție de factorii tehnologici de influență.

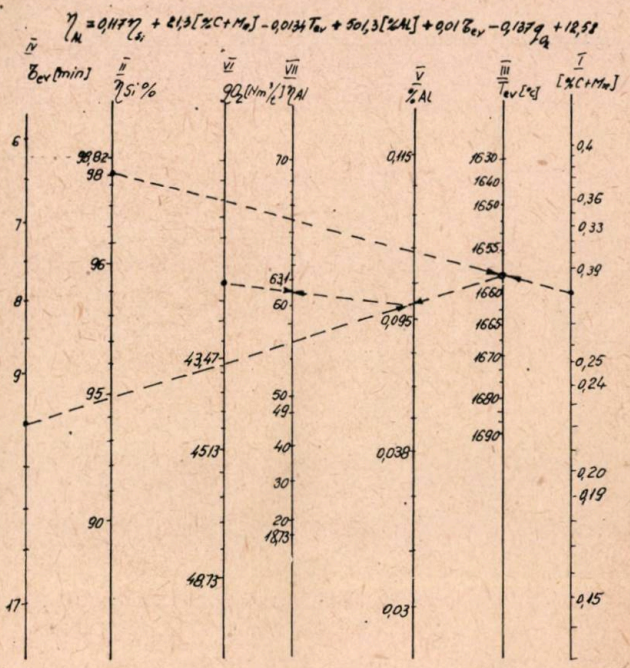


Fig. 10. Nomogramă de determinare a gradului de asimilare a aluminiului la oțelul slab aliat

Concluzii

Pe baza modelelor de corelație multiplă, s-au întocmit o serie de nomograme, cu ajutorul cărora se poate determina rapid gradul de asimilare a aluminiului, în funcție de factorii teh-

nologici de influență. Aceste nomograme pot fi de un real folos în calculul de dozare a șarjei. Dintre factorii tehnologici de influență, topitorii dispun înainte de începerea dezoxidării de valori certe numai pentru $(\%C + Mn)_0$, T_{ev} și (% Al). Din această cauză, nomogramele cu trei factori de influență sînt cele mai indicate pentru a fi utilizate la calculul gradului de asimilare. Gradul de asimilare a Al la șarjele calmate numai cu Al crește cu creșterea conținutului rezidual (fig. 1). La șarjele calmate cu Si și Al și la șarjele slab aliate, gradul de asimilare a Al crește cu creșterea conținutului de siliciu (fig. 11). Deoarece gradul de asimilare a aluminiului are o variație mare (cca 30 %), în raport cu condițiile tehnologice de elaborare, determinarea optimă după aceste tabele sau nomograme poate să conducă la obținerea de economii de aluminiu și oțeluri cu compoziție chimică în limitele de Al rezidual dorite.

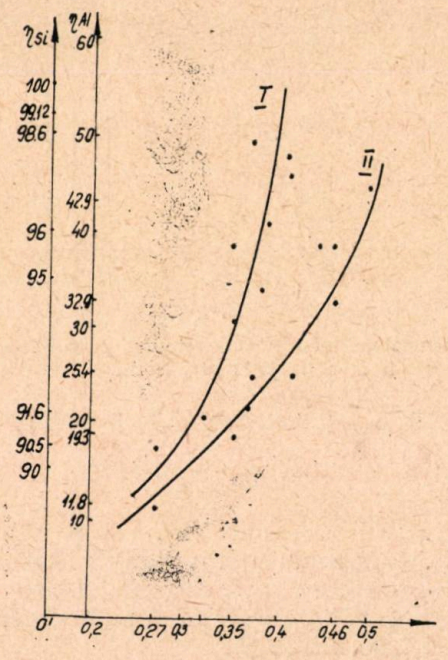


Fig. 11. Variația gradului de asimilare a siliciului și aluminiului cu conținutul de siliciu final la șarjele calmate; I — η_{Si}; II — η_{Al}

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl., Taloi, D., Constantin, I. și Roman, R. *Teoria proceselor metalurgice*. București, Ed. didactică, 1979.

[2] Velea, Șt. *Calcul nomografic*. București, Ed. tehnică, 1966.

[3] Rău, Al. *Metalurgia oțelului*. București, Ed. didactică, 1978.

[4] Dragomir, I. și Tripșa I. *Teoria proceselor metalurgice*. București, Ed. didactică, 1979.

[5] Lundsden, J. *Thermodynamics of Alloys*. Londra, 1972.

[6] Bush, R. R. și Mosteller, F. *Stochastic models for learning*. New York, 1975.

Dr. ing. M. Nica, dr. fiz. P. Niță
Întreprinderea de cercetare și producție de piese forjate și turnate pentru aviație București
ing. C. Pumnea
Academia de Studii Economice — București

Cercetări privind obținerea de noi mărci de oțeluri anticorosive și refractare crom—mangan—nichel—azot

CZ : 669.15'26'74'24'786

În industria de oțeluri anticorosive și refractare din foarte multe țări cu industrie siderurgică dezvoltată, se produce în prezent, pe scară largă, o gamă diversificată de oțeluri de înlocuire a oțelurilor clasice anticorosive și refractare, în care nichelul este înlocuit în măsură însemnată cu mangan și azot. Este de menționat că oțelurile de înlocuire, pe lîngă faptul că sînt mai ieftine, ele prezintă în unele cazuri caracteristici fizico-mecanice superioare oțelurilor clasice Cr—Ni sau Cr—Ni—Mo, cu menținerea în același timp a proprietăților anticorosive.

Clasificarea, structura și proprietățile oțelurilor anticorosive și refractare Cr—Mn—Ni—N

Oțelurile de înlocuire pot fi grupate în următoarele clase :

Oțeluri crom—mangan. Sînt oțeluri austenitice cu conținuturi medii de 16 % Mn și 14 % Cr, ele putînd substitui oțelurile Cr—Ni de tipul 18/8, în cazurile cînd nu se cer, proprietăți superioare de rezistență la coroziune și capacitate ridicată de ambutisare adîncă.

Această clasă de oțeluri prezintă tenacitate mai redusă decît oțelurile 18/8 din cauza proporției relativ ridicate de fază σ. Prin aliere cu procente mici de azot (0,15—0,40 %) cresc indicii de rezistență ai acestor oțeluri.

Oțeluri crom—mangan—nichel. Acestea sînt oțeluri cu structuri monofazice austenitice, cu limitele de compoziție 10—16 % Cr ; 8—12 % Mn și 2—4 % Ni. Datorită conținuturilor de nichel și azot, aceste oțeluri se disting prin tenacitate mai bună decît cele din clasa precedentă.

Oțelurile cu 17 % Cr, 8 % Mn, 4 % Ni, precum și cele cu 17 % Cr, 4 % Mn și 6 % Ni au proprietăți mecanice similare sau uneori superioare celor ale oțelurilor de tipul 18/8, pe care le pot înlocui cu succes în mediile corosive de HNO_3 de concentrație 20 %. Aceste oțeluri se stabilizează împotriva coroziunii intercristaline cu titan sau niobiu.

Oțeluri crom—mangan—nichel-azot. Această clasă de oțeluri de înlocuire este cel mai frecvent utilizată pentru substituirea oțelurilor inoxidabile Cr—Ni sau Cr—Ni—Mo. După călire în aer, aceste oțeluri prezintă o structură austenitică cu 5—10 % ferită. Din unele date experimentale [7], a rezultat că, pentru a se obține efectele scontate asupra caracteristicilor fizico-chimice și mecanice, la înlocuirea nichelului cu mangan și azot trebuie să se țină seamă de următoarele relații de echivalență : 0,1 % N ≡ 2 % Ni ; 2 % Mn ≡ 1 % Ni.

Oțelurile din această clasă pot înlocui cu rezultate bune oțelurile de tipul 18/8, respectiv mărcile după STAS 3583-80 sau după norma DIN 17006 : X12CrNi17.7 ; X12CrNi18.8 (V2A Normal) ; X10CrNiTi18.9 (V2A-E ; SAST-2) ; X10CrNiNb18.9 (V2AX-E ; SAS-2) ; sau marca după GOST : 1H18N9T.

Comparativ cu oțelurile de tipul 18/8, oțelurile de înlocuire din această clasă prezintă o serie de avantaje :

— nu se observă tendința de coroziune intercristalină chiar dacă nu se folosesc stabilizanți (Ti, Nb, Ta) ;

— la temperaturi ridicate și în condițiile aplicării pe durate scurte a sarcinilor, proprietățile mecanice pot depăși indicii de rezistență ai oțelurilor de tipul 18/8 ;

— rezistența la coroziune în condiții atmosferice și într-o serie de medii agresive nu diferă practic de cele ale oțelului 18/8.

În cazul laminării la rece a oțelurilor de înlocuire din această clasă, trebuie să se aplice reduceri mai mici și să se efectueze un număr mai mare de recoaceri intermediare decît în cazul oțelului 18/8.

Oțeluri anticorosive de înaltă rezistență cu conținut de azot. În această clasă se includ oțelurile Cr—Ni—Mo, în care azotul este folosit nu ca înlocuitor al nichelului, ci pentru creșterea indicilor de rezistență. Un astfel de oțel poate avea compoziția : 0,015—0,04 % C ; 0,3—0,5 % Si ; 1,2—1,5 % Mn ; 17—18,5 % Cr ; 13,5—14,5 % Ni ; 2,7—2,8 % Mo și 0,17—0,20 % N.

Adaosul de azot în oțelurile Cr—Ni—Mo are influență asupra rezistenței la fluaj, oțelurile din această grupă fiind superioare oțelurilor clasice Cr—Ni—Mo, stabilizate cu niobiu. Totodată, prin adaosul de azot se constată o îmbunătățire a rezistenței la oboseală și menținerea rezistenței la coroziunea intercristalină.

Oțelurile Cr—Ni—Mo—N, cu conținut mic de carbon, pot fi sudate fără fisurare la cald. S-a constatat în schimb o oarecare creștere a rezistenței la deformare la cald prin folosirea adaosului de azot.

Oțeluri refractare crom—mangan—nichel—azot. În ultima perioadă de timp, s-au experimentat

cu rezultate satisfăcătoare oțelurile refractare, în care nichelul a fost substituit parțial cu mangan și azot. O marcă reprezentativă din această clasă este oțelul de compoziție : 0,45—0,55 % C ; ⩽ 0,50 % Si ; 8—10 % Mn ; 21—23 % Cr ; 3,5—4,5 % Ni și 0,40—0,60 % N.

Influența manganului și azotului asupra proprietăților oțelurilor anticorosive și refractare

Manganul este un element gamagen care dă cu fierul, în vecinătatea curbei solidus, o serie continuă de soluții solide (fig. 1). Solubilitatea manganului în Fe δ și Feα este limitată. La un conținut în mangan de 10—13 % se formează

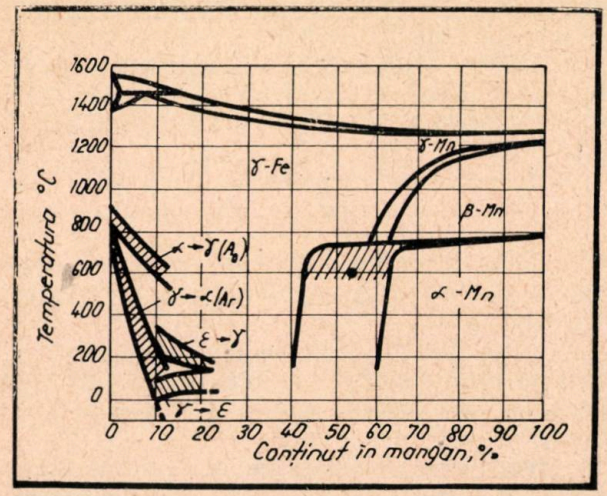


Fig. 1. Diagrama de echilibru a sistemului fier-mangan [13]

faza ε, cu rețea hexagonală compactă. Volumul specific al fazei ε este inferior volumului specific al fazelor γ și α. Prin aliere cu mangan punctele A_4 se ridică, iar punctele A_3 coboară.

Manganul fiind un element gamagen, poate substitui nichelul în compoziția oțelurilor anticorosive și refractare. Totuși, trebuie avut în vedere faptul că manganul este mai puțin gamagen decît nichelul și că nu este posibil să se obțină, în absența completă a nichelului, o structură complet austenitică cînd conținutul de crom depășește 15 %.

Din această cauză, oțelurile cu 18 % Cr și 10 % Mn au o structură ferito-austenitică. Un astfel de oțel semiaustenitic Cr—Mn, de compoziție 0,06 % C ; 18 % Cr ; 10 % Mn ; 1,75 % Ni și 1,5—2 % Ti, prin călire în aer de la 950—1 000°C, are rezistența de rupere R_m = 600—700 N/mm² și alungirea A = 30 %.

Azotul. În figura 2 se prezintă diagrama Fe—N, pe baza determinărilor lui Paranjpe, Morris Cohen, Bever și Floe [7], pe care se pot observa fazele în echilibru în sistemul Fe—N, în prezența unei faze bogate în azot (atmosferă provenită din disocierea amoniacului). Se remarcă existența următoarelor faze : α = soluție solidă de azot în Feα ; γ = soluție solidă de azot în Feγ ; ε = fază hexagonală compactă cu raportul c/a în funcție de conținutul în azot ; γ' = = nitrură de fier (Fe_4N). La conținuturi peste 11,1 % azot se obține nitrura Fe_2N (faza ξ).

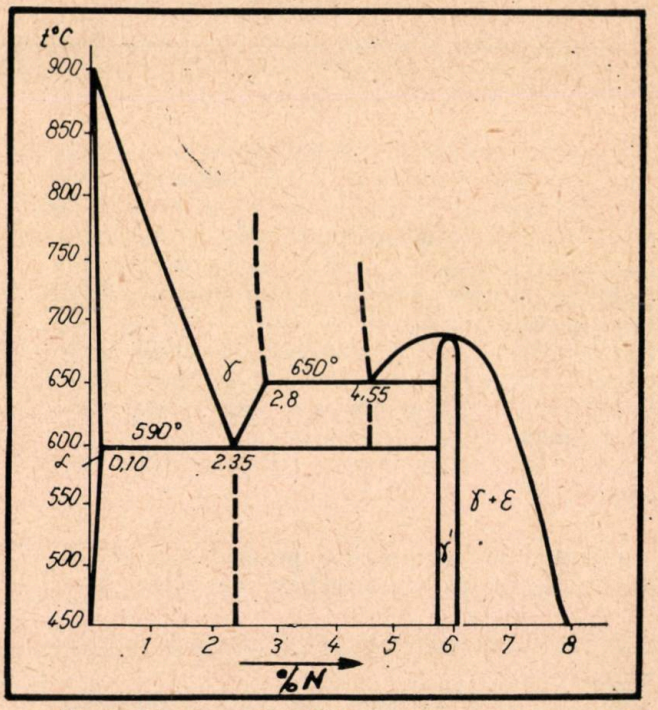


Fig. 2. Diagrama de echilibru a sistemului fier-azot [13

S-a constatat că azotul în procente mici are efecte favorabile asupra structurii și caracteristicilor fizico-mecanice ale oțelurilor anticorosive și refractare. Astfel, B. Janson [7], studiind efectul unor conținuturi reduse de azot (0,03—0,24 %) asupra unor oțeluri austenitice cu 17,5 % Cr ; 10,7—13,6 % Ni și 2,8 % Mo, a efectuat următoarele constatări :

— pînă la 0,10 % N, crește deformabilitatea la cald a oțelurilor, prin reducerea proporției de ferită δ ;

— pentru concentrații mai mari de azot, deformabilitatea la cald scade.

La forjarea lingourilor de oțel cu 21 % Cr și 13 % Ni cu conținuturi de 0,19—0,24 % N, s-a remarcat o scădere a deformabilității la cald, ceea ce este explicabil în parte, prin apariția unui eutectic M_6X_n-austenită, cu punct de topire scăzut (1 280°C), în zonele interdendritice ale lingoului.

Din practica industrială s-a constatat, de asemenea, că prin aliere cu 0,15—0,20 % N a oțelurilor anticorosive de tipul 18/8, se realizează creșterea rezistenței de rupere R_m și a rezistenței la fluaj cu circa 20 %, fără a se semnala modificări notabile asupra rezilienței și rezistenței la coroziune. Rezultă deci că, folosirea azotului ca element de aliere în compoziția oțelurilor anticorosive și refractare, pe lîngă efectul economic obținut prin substitui-

Tabelul 1

Compoziția chimică a oțelurilor anticorosive și refractare experimentale

Clasa	Simbolul propus	Echivalența	Compoziția chimică, % (programată/analizată)								
			C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	N	Ti	W	E
Anticorosiv Cr—Mn—Ni—N	Av12CrMnNiN18.8	SUS 202 (Japonia)	⩽0,15	⩽1,0	7,5—10,0	17—19	4,0—6,0	—	0,15—0,25	—	—	Nb=8×%C Ce=0,01 B=0,01
		Z10CNNb (Franța)	0,05	0,71	8,10	18,05	5,75	—	0,241	—	—	Nb =0,8 Ce =0,01 B =0,01
Anticorosiv Cr—Mn—Ni—N	Av12CrMnNiN8.6	Z10CNNi V2A	⩽0,12	1,5	5—6	18,0—19,5	6—8	0,5	0,20—0,25	0,04	—	Ce =0,01
			0,12	0,84	4,95	18,75	8,00	0,55	0,196	0,04	—	Ce =0,01
Refractar Cr—Ni—Mn—W—Si	Av25CrMnNiW SiN22—10	Z25CNWS22 (Franța)	0,12	0,84	4,95	18,75	8,00	0,55	0,196	0,04	—	Ce =0,01
			0,15—0,35	2,0	8—10	20—25	3,5—4,0	—	0,15—0,25	0,2—0,5	2,5—4,0	Ce =0,01 B =0,01
			0,19	1,30	8,30	24,50	4,05	—	0,254	0,4	3,55	Ce =0,01 B =0,01

rea parțială a nichelului (pînă la 60—70%), prezintă și avantaje în privința îmbunătățirii unora dintre caracteristicile mecanice ale acestora.

Rezultatele cercetărilor experimentale privind obținerea de noi oțeluri de înlocuire Cr—Mn—Ni—N

În tabelul 1 sînt prezentate compozițiile chimice ale oțelurilor experimentale. În programul de cercetare s-a urmărit obținerea de oțeluri anticorosive și refractare de înlocuire Cr—Mn—Ni—N, cu aplicații în industria aeronautică.

Elaborarea mărcilor de oțeluri experimentale s-a efectuat într-un cuptor de inducție în aer, de mică capacitate (50 kg), folosind ca încărcătură de bază oțelul extramoale (Armco), cu conținut scăzut în carbon. Pentru limitarea conținuturilor de carbon (în special în cazul oțelurilor anticorosive) s-au folosit în încărcătură feroaliaje și elemente de aliere cu conținut mic în carbon, de exemplu FeCr 000 cu 0,09% C și 73% Cr și mangan electrolitic. Pentru obținerea conținuturilor prescrise de azot s-a practicat alierea cu ferocrom azotat cu 68% Cr și 3,5% N. În timpul alierii cu azot, baia metalică s-a menținut sub perdea protectoare de azot pur, prin acoperirea creuzetului de topire cu un capac din material refractar și suflarea gazului printr-o țeavă fixată în capac. Dezoxidarea băii metalice s-a practicat cu $FeSi_{75}$, SiCr și AlCaSi atît în creuzetul de topire, cît și în oala de turnare.

În vederea limitării tendinței la coroziune intercristalină s-a practicat alierea cu feroniobiu (în cantitate de opt ori conținutul de carbon), iar pentru frînarea tendinței de creștere a incluziunilor nemetalice și ameliorarea capacității de deformare plastică au fost folosite mici cantități de feroceriu (0,01% Ce). Prin microalierea cu bor (0,005—0,01%), s-a urmărit obținerea unor efecte favorabile asupra structurii precipitatelor de carburi de la marginea grăunților cristalini de austenită, care sînt mai fine în cazul alierii cu bor, ceea ce poate contribui la creșterea capacității de deformare la cald a oțelurilor anticorosive și refractare.

Turnarea oțelului s-a efectuat în lingotiere invers conice, de secțiune rotundă, cu diametrul mediu de 120 mm și înălțimea de 300 mm. Lingourile obținute au fost forjate în bare rotunde cu diametrul de 25—40 mm. Încălzirea lingourilor s-a realizat în două etape:

a — preîncălzire la 650°C într-un cuptor electric de tratament termic, asigurîndu-se încălzirea lentă (cca 60°C/h);

b — încălzirea finală la 1 150—1 200°C, într-un cuptor încălzit cu gaze, cu o viteză de încălzire de 100°C/h.

Existența unui procent ridicat de mangan în aceste oțeluri determină reducerea plastici-

Tabelul 2

Intervalul optim de forjare, tratamentul termic și caracteristicile mecanice ale oțelurilor experimentale

Clasa / Marca	Intervalul de forjare, °C	Tratamentul termic	Caracteristicile mecanice				
			R_m, N/mm²	$R_{p0,2}$ N/mm²	A, %	Z, %	HB
Anticorosiv de înlocuire Av12CrMnNiN18.8	1 200—900	Călire de la 1 050°C în apă	700	515	21	25	156
Refractar de înlocuire Av25CrMnNiWSiN22—10	1 180—950	— Călire: încălzire la 1 150°C, 15 min/mm, răcire în aer — Îmbătrînire 860±10°C/6h/aer	780	380	47	48	184

tății și deformabilității la cald a acestora, ceea ce presupune respectarea cu stricteță a intervalului de forjare și luarea unor măsuri speciale în tehnica de forjare. Intervalul optim de forjare indicat în literatura de specialitate [11] pentru oțelurile anticorosive cu 5—6% Mn, 17—19% Cr și 6—8% Ni este de 1 200—900°C. Cu ocazia forjării lingourilor experimentale s-a constatat însă că, pentru a se evita crăparea lingourilor și semifabricatelor, intervalul optim de forjare la oțelul refractar de înlocuire este de 1 180—950°C (tab. 2).

Tratamentul termic al oțelului anticorosiv de tipul Av12CrMnNiN18.8 a constat în călire de la 1 050°C în apă, iar al oțelului refractar de înlocuire Av25CrMnNiWSiN22.10, din călire de la 1 150°C în aer, urmată de tratamentul de îmbătrînire la 860±10°C, timp de 6 h cu răcire în aer, în vederea durificării oțelului prin precipitarea de faze secundare.

În tabelul 2 sînt prezentate datele privind intervalul de forjare, tratamentul termic și caracteristicile mecanice ale oțelurilor experimentale.

Microstructura de turnare a oțelului Av12CrMnNiN18.8 (fig. 3) este alcătuită din masa de bază austenitică, separații de ferită δ și carburi. Pe probele forjate și după tratamentul de călire se pun în evidență poliedri de austenită, cu precipitate inter- și intragranulare de carburi, structură specifică a unui oțel anticorosiv (fig. 4). În figura 5 se prezintă microstructura aceluiași aliaj la microscopul electronic de baleiaj (scanning).

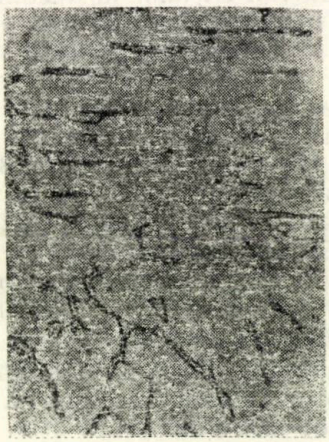


Fig. 3. Microstructura de turnare a oțelului Av12CrMnNiN18.8 (× 600, reactiv Villela)

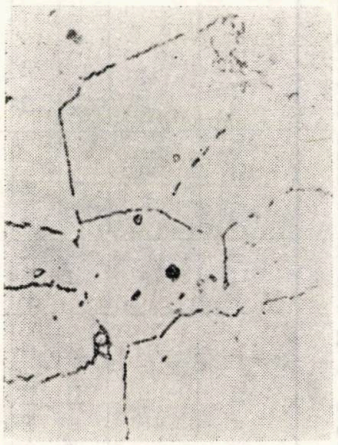
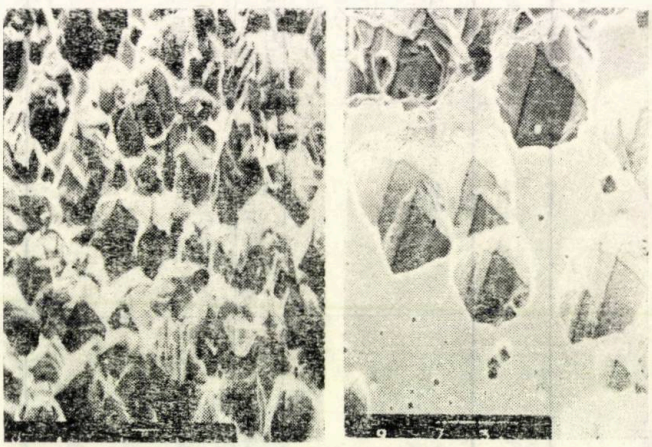


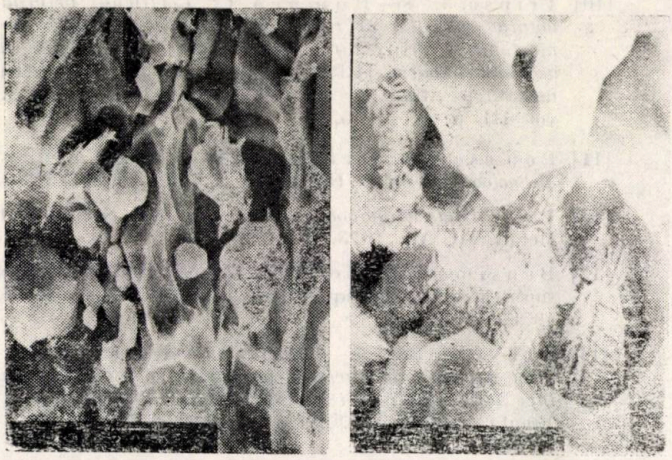
Fig. 4. Microstructura după călire în apă de la 1 050°C a oțelului Av12CrMnNiN18.8 (reactiv Villela, × 600)



a *b*

Fig. 5. Microstructura la microscopul scanning a oțelului Av12CrMnNiN18.8 :
a) — ×2009; *b* — ×6000

Structura finală, după tratamentul de îmbătrînire (860±10°C/6h/aer) a oțelului refractar de înlocuire Av25CrMnNiWSiN22.10, constă din matricea de austenită cu un conținut variabil de carburi aliate inter- și intragranulare, de tipul MC, $M_{23}C_6$ și M_6C, ca rezultat al precipitării prin tratamentul de îmbătrînire. Formarea acestor carburi determină durificarea prin precipitare a aliajului. Carbura $Cr_{23}C_6$, principalul tip de carbură care apare în această



a *b*

Fig. 6. Microstructura la microscopul scanning a oțelului refractar Av25CrMnNiWSiN22.10 :
a) — carburi globulare MC și separații dendritice de carburi $M_{23}C_6$, × 2000;
b) — carburi $M_{23}C_6$, × 6 000

clasă de oțeluri, are rețea cubică cu volum centrat și se precipită sub formă de separații intergranulare. O parte din atomii de crom în rețeaua $Cr_{23}C_6$ pot fi substituiți cu atomi de Fe, Ni, W, Nb. În structură este prezentă și carbura complexă M_6C, cu rețea cubică cu fețe centrate, cu parametrul rețelei $a \cong 11{,}1$ Å, mai stabilă decît carbura $M_{23}C_6$, în care M poate fi un metal refractar (Mo, W, Nb) sau un metal de tranziție (Ni, Fe, Co). În structura oțelurilor refractare durificate cu carburi, o pondere însemnată o au și carburile MC, cu rețea cubică, de exemplu TiC, ZrC, NbC și TaC, deosebit de dure și refractare.

În figura 6 se prezintă structura finală a oțelului refractar de înlocuire după forjare și tratamentul de îmbătrînire (tab. 2), obținută la microscopul electronic de baleiaj, în care se constată, în matricea de austenită, precipitații de carburi globulare MC și de carburi $M_{23}C_6$ de formă dendritică. Existența în structură a carburilor inter- și intragranulare determină o sensibilă creștere a proprietăților de rezistență ale oțelurilor refractare de înlocuire, în comparație cu oțelurile anticorosive clasice de tipul 18/8 și cu cele de înlocuire Cr—Mn—Ni—N, după cum rezultă din tabelul 2.

În privința rezistenței la coroziune intercristalină, determinată prin metoda Strauss, nu s-au remarcat diferențe sensibile între modul de comportare al oțelurilor anticorosive de înlocuire Cr—Mn—Ni—N și cel al oțelurilor de tipul 18/8.

Concluzii

În urma programului de cercetare experimentală, privind elaborarea, deformarea plastică și tratamentul termic al oțelurilor anticorosive și refractare de înlocuire, se pot reține următoarele concluzii :

— Asimilarea în producție a oțelurilor anticorosive de tipul Cr—Mn—Ni—N se dovedește a fi eficientă economic, putîndu-se realiza reducerea consumurilor specifice de nichel cu 60—70%, ceea ce asigură importante economii de valută.

— În privința caracteristicilor mecanice ale oțelurilor Cr—Mn—Ni—N se remarcă, comparativ cu oțelurile clasice Cr—Ni și Cr—Ni—Mo, o creștere a proprietăților de rezistență (R_m, HB), cu scăderea corespunzătoare a proprietăților de plasticitate (A, Z). Se constată totodată o scădere a valorilor $R_{p0,2}$ cu 20—30%. Rezultă că, la substituirea oțelurilor Cr—Ni și Cr—Ni—Mo, trebuie să se țină seamă de prescripțiile privind caracteristicile mecanice și solicitările la care sînt supuse reperele și semifabricatele din aceste oțeluri. În general, trebuie evitată folosirea oțelurilor de înlocuire pentru obținerea de piese la care proprietățile de plasticitate sînt hotărîtoare.

— Rezistența la coroziune intercristalină a oțelurilor de înlocuire Cr—Mn—Ni—N nu diferă de aceea a oțelurilor clasice de tipul 18/8.

— Se remarcă o capacitate de deformare plastică mai redusă a oțelurilor de înlocuire decît a oțelurilor clasice, ceea ce impune respectarea cu stricteță a intervalului optim de forjare, a diagramei de încălzire, folosirea de cuptoare de încălzire cu atmosferă controlată, de preferință cuptoare electrice cu rezistență, cu posibilități de măsurare și de reglare a temperaturii cu o precizie de ± 5°C.

În urma experimentărilor s-au găsit ca intervale optime de forjare pentru :

— oțelul anticorosiv Av12CrMnNi18.8, 1 200—900°C ;

—oțelul refractar Av25CrMnNiWSiN22.10, 1 180—950°C.

— La elaborarea oțelurilor anticorosive și refractare de înlocuire, trebuie respectate o serie de prescripții speciale :

— folosirea de materiale cu puritate înaltă (oțel extramoale, feroaliaje, elemente de aliere și deșeuri de oțel de compoziție chimică cunoscută) ;

— în scopul alierii cu azot, se indică folosirea ferocromului azotat (asimilare

circa 90 %), iar în timpul alierii cu azot baia metalică trebuie protejată de contactul cu atmosfera printr-o perdea de azot pur (la cuptoarele de inducție deschise);

— folosirea în încărcătură a feroaliajelor cu conținut redus în carbon (în cazul oțelurilor anticorosive Cr—Mn—Ni—N), de exemplu ferocrom, marca FeCr 000 sau mangan electrolitic, pentru a se putea asigura conținutul prescris de carbon în aceste oțeluri.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rău, Al. și Tripșa, I. *Metalurgia oțelului.* București, Editura didactică și pedagogică, 1973.

[2] Tripșa, I., Oprea, Fl. și Dragomir, I. *Bazele teoretice ale metalurgiei extractive.* București, Editura tehnică, 1967.

[3] Cosneanu, C., Covacevici, V. ș.a. *Elaborarea aliajelor de turnătorie în cuptoare electrice cu inducție.* București, Editura tehnică, 1974.

[4] Vacu, S. ș.a. *Elaborarea oțelurilor aliate,* vol. I., București, Editura tehnică, 1980.

[5] Tripșa, I. și Pumnea, C. *Dezoxidarea oțelurilor.* București, Editura tehnică, 1981.

[6] Pridanțev, N. V. *Oțeluri inoxidabile cu conținut mic de nichel.* În: Stal, U.R.S.S., nr. 11, 1962.

[7] Janson, B. *L'influence de l'azote et du nickel sur la ductilité à chaud des aciers inoxydables austénitiques* În: Circulaire d'Informations Techniques, Franța, nr. 1, 1972, p. 57—66.

[8] Mercier, A. *Les aciers inoxydables à l'azote. Matériaux et techniques.* Centre de Recherches de la CAFL, Franța. În: Aciers spéciaux, nr. 10, 1969.

[9] Himusin, F.F. *Jaroprocintie stali i splavi.* Moscova, Metallurghiia, 1969.

[10] Tripșa, I. și Pumnea, C. *Contribuții privind natura produșilor de reacție la dezoxidarea fierului tehnic topit cu dezoxidanți complecși de tipul AlCaSi în asociere cu bariu.* I.P.B., Centrul de cercetări pentru metalurgie. Studii și cercetări de metalurgie — 1978, vol. III, p. 417—435.

[11] Popescu, V., Drăgan, I. și Alexandru, T. *Tehnologia forjării.* București, Editura tehnică, 1980.

[12] * * * *Metals Handbook,* vol. 7. American Society for Metals, S.U.A., 1973, p. 131—156.

[13] Bensimon, R. *Les aciers (I—II).* Centre d'études supérieures des techniques industrielles (CESTI), Paris, 1971.

[14] Bruyère, R. ș.a. *Influence du bore sur le comportement à chaud des aciers inoxydables austénitiques du type 18Cr—10Ni—Ti et 18Cr—10Ni—Nb.* În: C.I.T., Franța (IRSID), nr. 1,1973, p. 129—145.

RECENZIE

Dr. sc. techn. Pusch, G., dipl. ing. Krempe, M. **Technische Stoffe** (*Materiale tehnice*). Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1983, 181 p., 118 fig., 49 tab.

În această a 11-a ediție a manualului pentru învățământul de specialitate s-au inclus caracteristicile materialelor noi fabricate în țările membre ale CAER, cu principalele proprietăți fizice și mecanice.

Scopul manualului este de a prezenta atît domeniul vast al materialelor metalice și plastice, inclusiv controlul acestora, cît și domeniile lubrifianților și de protecție anticorosivă. În acest sens se studiază în special legăturile între structura materialelor și proprietățile care decurg din aceasta.

După o introducere privind clasificarea materialelor tehnice, se prezintă o vedere de ansamblu asupra materialelor metalice feroase și neferoase. Se prezintă structura metalelor, diagrama fier-carbon, procedeele de tratament termic și clasificarea, respectiv standardizarea materialelor. Celelalte capitole ale manualului tratează materialele plastice, materialele pentru utilizări speciale și lubrifianții. Un capitol separat este dedicat controlului materialelor tehnice. Se explică procedeele de control mecanico-tehnologice, nedistructive și cele specifice materialelor plastice și lubrifianților. La sfîrșitul manualului se prezintă diferite tipuri de coroziune și cele mai importante măsuri de protecție anticorosivă. În indicațiile pentru experimentări se dau normele pentru executarea controlului structurilor și se indică cele mai importante procedee de control al materialelor.

Manualul se adresează lucrătorilor din domeniul întreținerii și elevilor din școlile profesionale.

C.G.

Fiz. Victoria Păsărică, fiz. Edith Dobrescu
și ing. Sara Constantinescu
Institutul de cercetări metalurgice – București

Natura și dispersia incluziunilor nemetalice în oțelul pentru arcuri speciale, elaborat în cuptoare electrice de 50 t

CZ : 669.141.247 : 539.219.1

În această lucrare s-au studiat natura, conținutul și dispersia incluziunilor nemetalice în oțelul pentru arcuri speciale marca E9A, elaborat în cuptor electric bazic de 50 t la Combinatul metalurgic—Cîmpia Turzii, în vederea perfecționării tehnologiei existente pentru elaborarea și turnarea acestui oțel.

Metodele aplicate pentru studiu sînt următoarele :

— determinarea conținutului total de incluziuni oxidice, prin separarea lor din oțel cu metoda radiochimică ICEM ;

— analiza chimică spectrală a incluziunilor oxidice extrase ;

— identificarea compușilor mineralogici cristalini din incluziunile oxidice, prin difracție de raze X ;

— analiza de probe de oțel „in situ" a tipurilor, formei, dimensiunilor și repartiției incluziunilor nemetalice la microscopul optic (aprecierea punctajului după STAS 5949-80) și determinarea naturii incluziunilor caracteristice cu microsonda electronică ;

— determinarea punctajului, dimensiunilor și ariei ocupate de incluziuni și prelucrarea statistică a datelor pe sistemul automat format din microscopul Quantimet 720 și calculatorul HP-9810A.

Tabelul 1

Compoziția chimică a oțelului E9A din șarjele cercetate

Nr. șarjă	Compoziția chimică a oțelului pentru arcuri analizat, %*									
	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	Al	Mo
1	0,93	0,27	0,17	0,008	0,028	0,11	0,08	0,08	0,010	0,03
2	0,91	0,35	0,27	0,013	0,015	0,07	0,06	0,08	0,017	0,01
3	0,89	0,29	0,31	0,010	0,020	0,02	0,07	0,11	0,014	0,01

*) Se adaugă W – 0,02% și As – 0,003%

Datele obținute s-au analizat în corelație cu compoziția chimică a oțelului (tab. 1) și cu condițiile de elaborare-turnare a șarjelor studiate. Turnarea s-a făcut prin sifon în lingouri de 3,5 t și după laminarea în țagle □ 80 mm, la foarfecele laminorului s-au prelevat probe din capul, mijlocul și piciorul a cîte trei lingouri pe șarjă (luate la întîmplare). Apoi din fiecare țaglă *C*, *M*, *P* s-au debitat epruvete din centrul (*c*) și marginea țaglei (*m*), din care s-au luat eșantioane pentru diferitele metode de analiză (ca în lucrarea [1], fig. 1), analizîndu-se în total 18 probe pe șarjă.

Conținutul total de incluziuni oxidice s-a determinat prin dizolvarea probelor de oțel în acid azotic 10 % și acid citric 10 % (amestec 2 : 1). Sedimentul obținut în stare cristalină

Tabelul 2

Analiza statistică a datelor asupra cantității de incluziuni obținute prin sistemul automat microscop QTM 720 — calculator HP 9810A (valori medii pe șarjă)

Nr. șarjă	Aria medie, %*) (min-max)	Interceptie, mm/mm²	Ø mediu, mm.10⁻⁴	Densitate numerică, N/mm²	Densitate numerică, N/mm² (% din total) **)				Nr. mediu pe cîmp	Indice SEP mediu***)	
					0–4 μm	4–16 μm	16–64 μm	64 μm		*M* (min-max)	*KO* (min-max)
1	0,101 (0,019–0,322)	0,282	28,2	115,8	89,5 (77,3 %)	25,2 (21,8 %)	1,06 (0,91 %)	0,01 (0,008 %)	29,6	4,30 (3–5)	4,33 (1–9)
2	0,159 (0,036–0,444)	0,098	34,3	115,0	82,7 (71,9 %)	29,4 (25,6 %)	2,91 (2,53 %)	0 (0 %)	29,4	5,20 (4–6)	6,44 (3–11)
3	0,205 (0,067–0,485)	0,131	33,4	165,6	123,2 (74,4 %)	39,2 (23,7 %)	3,06 (1,84 %)	0,10 (0,060 %)	42,4	4,95 (4–6)	9,60 (4–14)

*) în paranteză domeniul de variație (min-max) % ;
**) în paranteză s-au calculat % din densitatea numerică totală dată în col. *5* ;
***) în paranteză indicele SEP minim și maxim din șarjă (media cuprinde și probele de excepție)

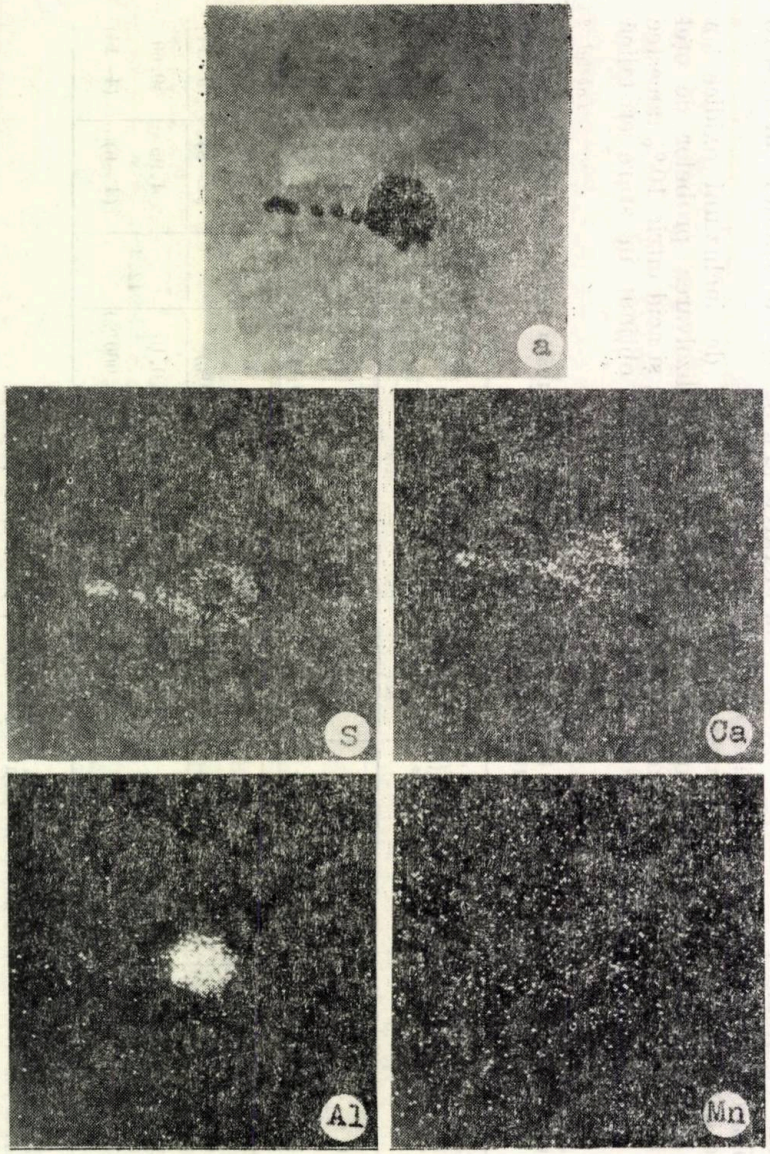


Fig. 1. Incluziune globulară complexă, constituită din aluminat de Ca (oxizi de Al și Ca) acoperit cu sulfură de Ca și foarte puțină sulfură de Mn, alipită unui șir scurt de sulfuri globulare de Ca și puțin Mn :

a — imagine de compoziție ; celelalte imagini — repartiția S, Ca, Al, Mn (liniile K_α), mărire × 600

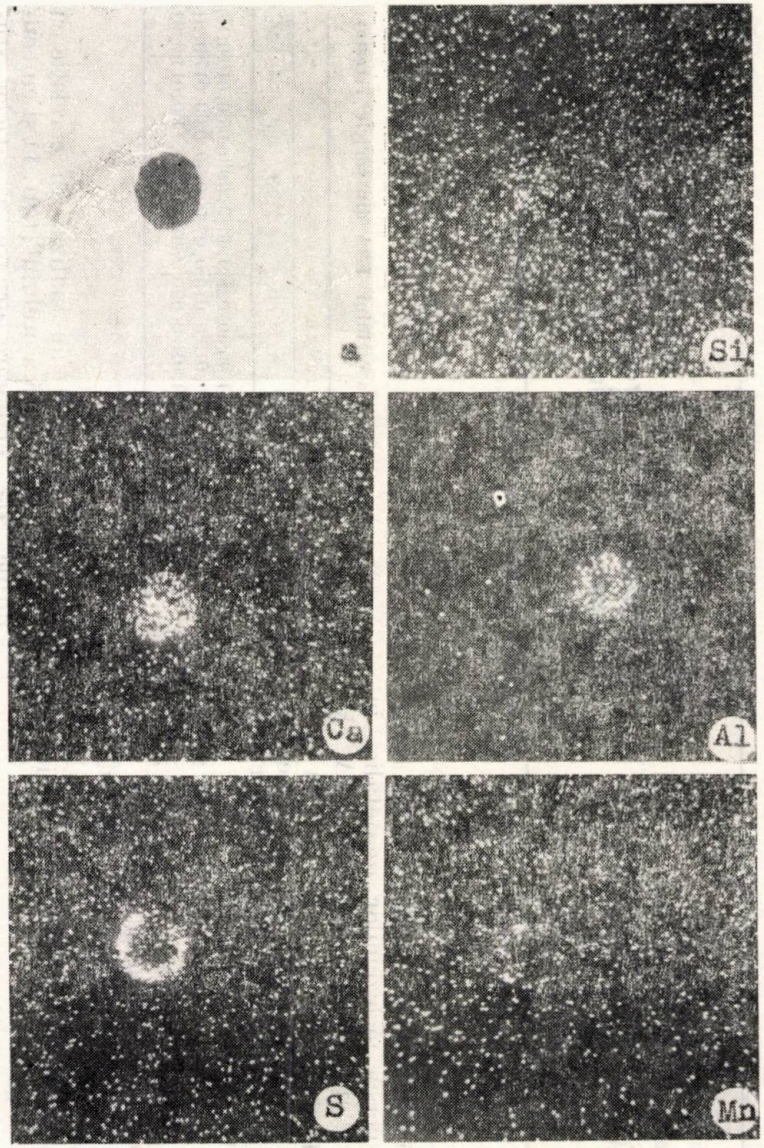


Fig. 2. Incluziune globulară complexă, constituită din aluminați și silicoaluminați de Ca (ultimii în cantitate mică), acoperită cu sulfuri de Ca și foarte puțin Mn :

a – imagine de compoziție ; celelalte imagini — repartiția Si, Ca, Al, S, Mn, (liniile K_α), mărire × 600

(uscat la sec) a fost supus difracției de raze X în difractometrul DRON – 1, pentru identificarea compușilor cristalini din incluziuni. Dintr-o altă serie de probe, incluziunile oxidice extrase în condiții identice s-au filtrat pe hîrtie de filtru bandă albastră și s-au calcinat la 900°C. Cantitatea de reziduu obținută (care raportată la 100 g oțel dă conținutul de incluziuni oxidice extras) s-a analizat chimic pe cale spectrală.

În figura 5 s-a reprezentat repartiția transversală (*m*, *c*) și longitudinală (*C*, *M*, *P*) a conținuturilor medii de incluziuni oxidice extrase din oțel (medii pe lingou și pe șarjă), cu mențiunea că mediile (*m*) și (*c*) pe lingou rezultă din cîte trei probe cu aceeași poziție în țaglă.

În tabelul 3 se dă compoziția chimică a incluziunilor oxidice, pe probe medii alcătuite din cîte trei reziduuri extrase din probele de oțel cu aceeași poziție în lingou (*Cm* : cap-margine; *Cc* : cap-centru, ... etc.), pentru a se compara cu conținutul (%) de incluziuni oxidice din diagrama 5.

În tabelul 2 se dau rezultatele analizei statistice a datelor privind aria ocupată de incluziunile nemetalice, repartiția pe clase dimensionale, gradul de deformare (intercepția) și numărul incluziunilor pe mm² și pe cîmpul de 0,25 mm², date obținute cu sistemul microscop QTM 720-calculator HP9810A. Aprecierea purității metalului se face prin indicii *M* și *KO* după normele SEP 1570 (Stahl-Eisen-Prüfblatt), indicele *M* fiind legat de punctajul maxim pe cel mai impur cîmp, iar indicele *KO* – de punctajul mediu pe 30 cîmpuri explorate. Echivalența între STAS 5949-80 și SEP-1570, pentru procentul de arie ocupat de incluziuni, este următoarea :

punctaj după STAS	1	2	3	4	5
indice puritate *M* după SEP	2	3	4	5	6

Tabelul 3

Compoziția chimică a incluziunilor oxidice extrase din oțelul E9A (probe medii din șarjele analizate)

Proba medie de incluziuni oxidice analizată	Compoziția chimică a incluziunilor oxidice extrase din oțelul E9A (% 10^{-2})							
	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	MgO	CaO	MnO	TiO_2	Cr_2O_3
1–*Cm*	3 160	5 500	892	302	45	9,3	105	30
1–*Cc*	3 160	5 500	437	631	32	40,0	100	42
media 1–*C*	3 160	5 500	664	466	38	24,6	102,5	36
1–*Mm*	2 880	5 500	892	457	113	17	96	35
1–*Mc*	2 350	6 030	758	603	121	15	108	16
media 1–*M*	2 615	5 765	825	530	117	16	102	25,5
1–*Pm*	2 880	5 020	871	1 030	33	14	81	33
1–*Pc*	2 050	5 630	1 200	871	74	21	78	17
media 1–*P*	2 465	5 325	1 035	950	53	17,5	79,5	25
media 1–*m*	2 973	5 340	885	596	63	13,4	94,0	32,6
media 1–*c*	2 520	5 720	798	701	75	25,0	95,0	25,0
MEDIA ȘARJEI 1	2 746	5 530	841	648	69	19,3	94,5	28,8
2–*Cm*	1 720	6 300	372	1 260	251	27	71	6,9
2–*Cc*	1 390	6 400	795	871	251	37	195	16,0
media 2–*C*	1 550	6 350	583	1 065	251	32	133	11,4
2–*Mm*	1 600	6 650	646	646	270	45	100	10
2–*Mc*	1 430	6 700	851	501	302	21	141	17
media 2–*M*	1 515	6 675	748	573	286	33	120,5	14
2–*Pm*	1 550	6 730	813	513	246	45	85,0	9,3
2–*Pc*	1 260	7 000	795	380	355	18	126,0	13,0
media 2–*P*	1 405	6 865	804	446	300	31	105,5	11,1
media 2–*m*	1 623	6 560	610	806	255	39	85,3	8,7
media 2–*c*	1 360	6 700	813	584	302	25	154,0	15,3
MEDIA ȘARJEI 2	1 490	6 630	711	694	279	32	119,6	12,1
3–*Cm*	1 270	6 350	758	1 100	160	138	178	23
3–*Cc*	1 780	5 560	851	1 350	155	56	230	17
media 3–*C*	1 525	5 955	804	1 225	157	97	204	20
3–*Mm*	1 150	6 800	501	1 180	209	50	89	7,2
3–*Mc*	1 330	5 940	1 000	1 350	200	44	126	1,3
media 3–*M*	1 240	6 370	750	1 265	204	47	107,5	4,2
3–*Pm*	1 130	6 200	1 150	1 260	85	71	85,0	7,6
3–*Pc*	1 640	6 030	617	1 350	160	51	118,0	7,1
media 3–*P*	1 385	6 115	883	1 305	122	61	101,5	7,3
media 3–*m*	1 183	6 450	803	1 180	151	86	117,3	12,6
media 3–*c*	1 583	5 843	822	1 350	171	50	158,0	8,4
MEDIA ȘARJEI 3	1 383	6 146	812	1 265	161	68	137,6	10,5

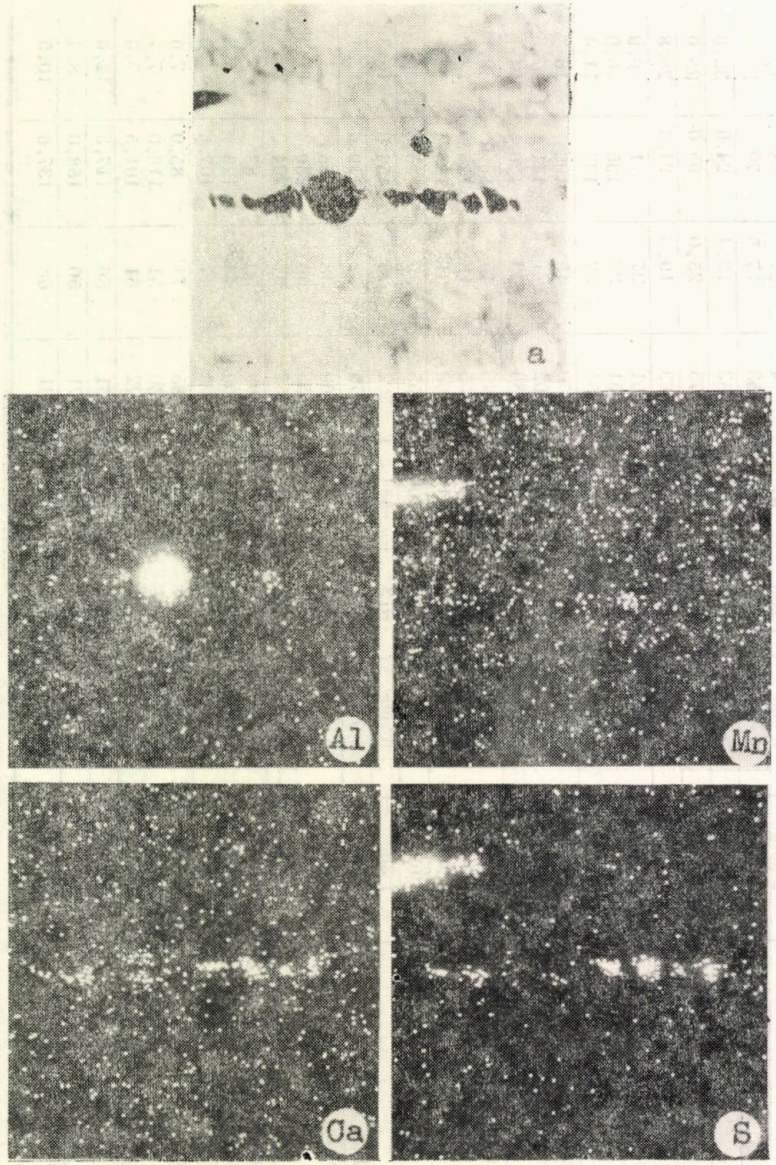


Fig. 3. Incluziuni globulare de oxizi de Al, înglobate în șiruri de sulfuri de Ca (și foarte puțină MnS); (stînga sus — sulfură groasă de MnS):
a — imagine de compoziție; celelalte imagini — repartiția Al, Mn S, Ca(liniile K_α), mărire×600

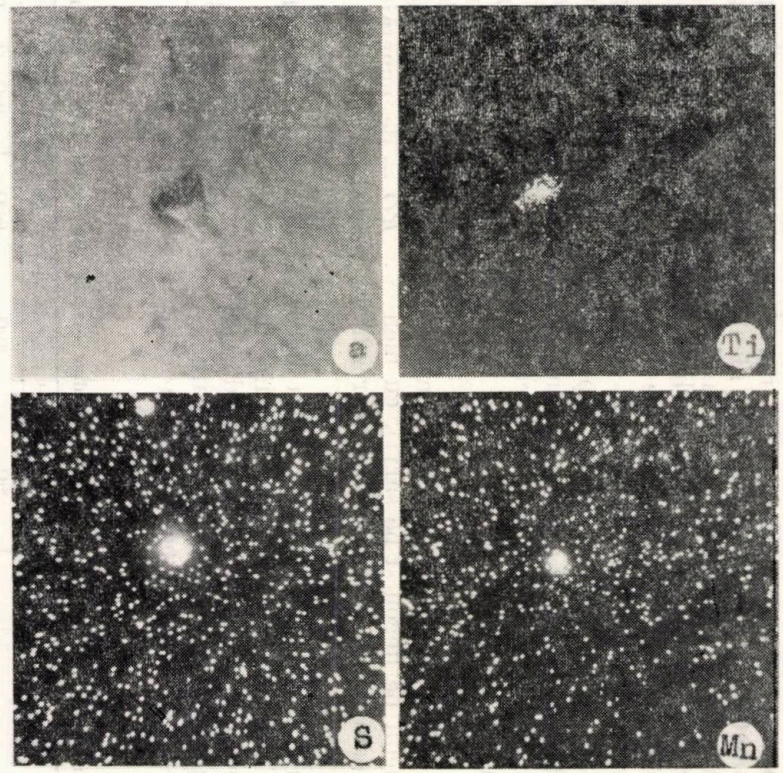


Fig. 4. Incluziune de nitrură de Ti asociată cu sulfură de Mn:
a — imagine de compoziție; celelalte imagini — repartiția Ti, S, Mn(liniile K_α), mărire×600

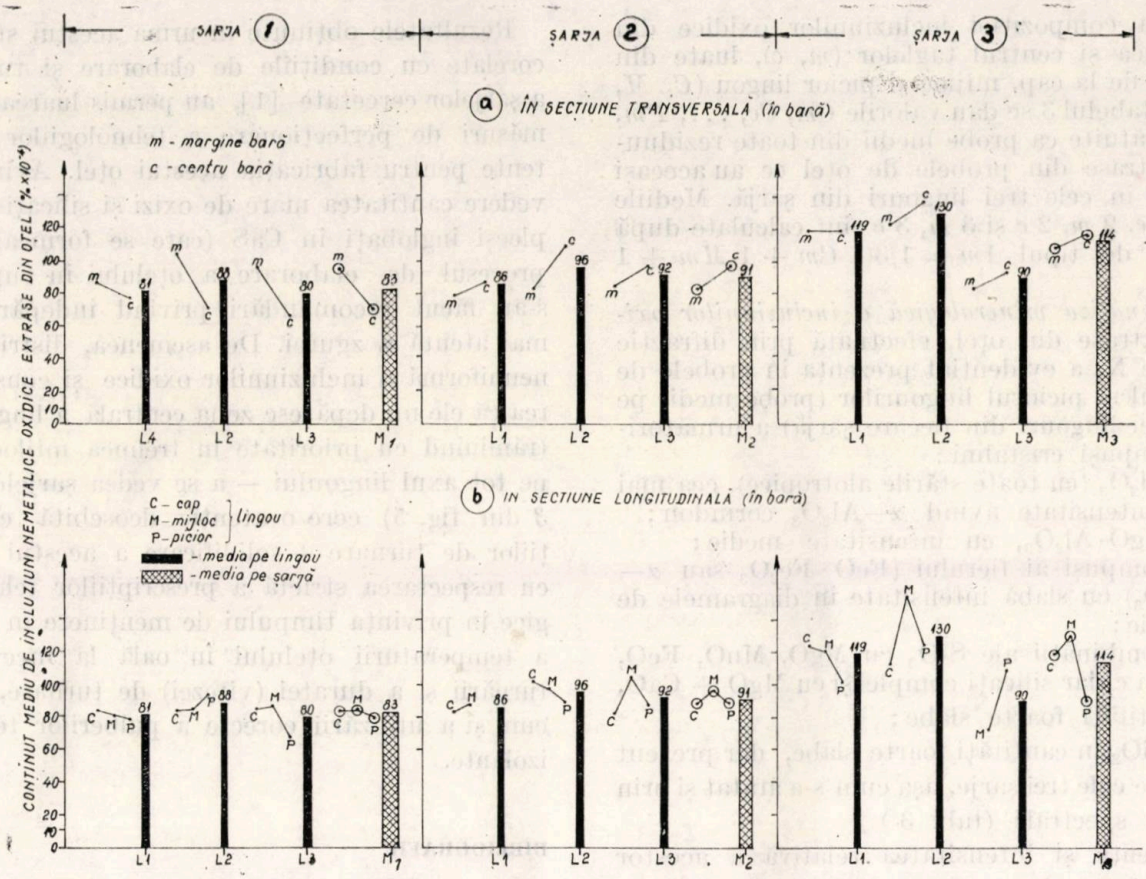


Fig. 5. Repartiţia incluziunilor oxidice în oţelul E9A pentru arcuri speciale (şarjele *1—3*)

Din analiza rezultatelor obţinute prin diverse metode de studiu a rezultat că :

A. Principalele tipuri de incluziuni nemetalice observate în oţelul E9A sînt incluziunile globulare complexe constituite din aluminaţi şi silicoaluminaţi de calciu acoperite cu un strat de sulfură de Ca (cu foarte puţin MnS), ca în figurile 1 şi 2. Pe lîngă acestea se întîlnesc următoarele tipuri :

— şiruri scurte de sulfuri globulare de CaS (şi foarte slab MnS), în care sînt înglobate incluziuni globulare de Al_2O_3 sau avînd miez de Al_2O_3 + CaO şi înveliş de CaS (fig. 3);

— mulţi oxizi de Al (de punctaj *2* şi deseori *3*), dar foarte rare sulfuri de Mn (punctaj *1*), rare nitruri de titan înglobate în MnS (punctaj *1*) (fig. 4).

B. Repartiţia pe clase dimensionale a incluziunilor nemetalice, determinată la QTM 720 (tab. 2), a arătat că diametrul mediu al incluziunilor globulare este de 2,8—3,4 μm, dar

— 72—77 % din incluziuni au dimensiuni de 0—4 μm;

— 22—25 % pînă la 16 μm şi 1—2,5 % de la 16 la 64 μm.

C. Conţinutul mediu de incluziuni oxidice, determinat prin separare chimică din probele solide de oţel, a fost în medie pe şarjă egal cu 0,0083—0,0114 %, preponderente fiind incluziunile de oxizi şi silicaţi.

S-a remarcat buna concordanţă dintre punctajul dat după STAS 5949-80 pe tipuri de incluziuni şi datele obţinute la QTM 720 pentru aria medie (%), ocupată de incluziunile nemetalice şi pentru indicele *M*—SEP. Pentru şarjele de oţel E9A, ce au un conţinut mare de oxizi, aceste rezultate sînt direct proporţionale şi cu conţinutul (%) de incluziuni oxidice separate din oţel (dat fiind că sulfurile se pierd în procesul de descompunere a carburilor).

D. Repartiţia incluziunilor oxidice extrase din oţel este neuniformă pe probe individuale, în concordanţă cu observaţiile făcute la microscopul optic şi la QTM pe probele de oţel „in situ". Dispersia neuniformă a incluziunilor oxidice (valori medii pe secţiunile margine-centru ţaglă sau pe înălţimea lingourilor) este evidentă şi din figura 5. Astfel, în medie (pe lingou sau şarjă), cel mai mare conţinut de incluziuni se găseşte în jumătatea superioară a lingourilor şi cu excepţia şarjei *1*, spre centrul ţaglelor. În şarjele *1* şi *3* s-au observat retasuri în probele de oţel din centrul ţaglelor, de la mijlocul spre capul lingourilor.

E. Analiza chimică spectrală a incluziunilor oxidice extrase din oţel (tab. 3) a arătat că incluziunile din şarjele *2* şi *3* conţin 61—66 % Al_2O_3, 14—15 % SiO_2, dar şi 7—8 % Fe_2O_3, 7—13 % MgO şi 1,6—2,8 % CaO. Pentru com-

pararea compoziției incluziunilor oxidice din marginea și centrul țaglelor (*m*, *c*), luate din țaglele de la cap, mijloc și picior lingou (*C*, *M*, *P*), în tabelul 3 se dau valorile *Cm*, *Cc*, ..., *Pm*, *Pc*, alcătuite ca probe medii din toate reziduurile extrase din probele de oțel ce au aceeași poziție în cele trei lingouri din șarjă. Mediile 1 *m*, 1 *c*, 2 *m*, 2 *c* și 3 *m*, 3 *c* sînt calculate după relația de tipul $1m = 1/3(1\ Cm + 1\ Mm + 1\ Pm)$.

F. Analiza mineralogică a incluziunilor oxidice extrase din oțel, efectuată prin difracție de raze X, a evidențiat prezența în probele de la capul și piciorul lingourilor (probe medii pe cele trei lingouri din fiecare șarjă) a următorilor compuși cristalini:

— Al_2O_3 (cu toate stările alotropice), cea mai mare intensitate avînd α—Al_2O_3 corindon;

— $MgO \cdot Al_2O_3$, cu intensitate medie;

— compuși ai fierului ($FeO \cdot Fe_2O_3$ sau α—Fe_2O_3) cu slabă intensitate în diagramele de difracție;

— combinații ale SiO_2 cu MgO, MnO, FeO, Al_2O_3 și chiar silicați complecși cu MgO + CaO, în cantități foarte slabe;

— TiO_2 în cantități foarte slabe, dar prezent în toate cele trei șarje, așa cum s-a arătat și prin analiza spectrală (tab. 3)

Prezența și intensitatea relativă a acestor compuși este în acord cu rezultatele obținute prin analiza microscopică pe tipuri de incluziuni (la microscopul optic și microsonda electronică) și prin analiza chimică spectrală a incluziunilor oxidice.

Rezultatele obținute în urma acestui studiu, corelate cu condițiile de elaborare și turnare a șarjelor cercetate [1], au permis luarea unor măsuri de perfecționare a tehnologiilor existente pentru fabricația acestui oțel. Avînd în vedere cantitatea mare de oxizi și silicați complecși înglobați în CaS (care se formează în procesul de elaborare a oțelului în cuptor), s-au făcut recomandări privind îndepărtarea mai atentă a zgurei. De asemenea, distribuția neuniformă a incluziunilor oxidice și constatarea că ele nu depășesc zona centrală a lingoului (rămînînd cu prioritate în treimea mijlocie și pe tot axul lingoului — a se vedea șarjele *2* și *3* din fig. 5) cere o atenție deosebită condițiilor de turnare — solidificare a acestui oțel, cu respectarea strictă a prescripțiilor tehnologice în privința timpului de menținere în oală, a temperaturii oțelului în oală la începutul turnării și a duratei (vitezei) de turnare, precum și a utilizării corecte a pulberilor termoizolante.

BIBLIOGRAFIE

[1] Păsărică, V., Dobrescu, Ed. și Constantinescu, S. *Natura și dispersia incluziunilor nemetalice în oțelurile pentru sîrma destinată fabricației cablurilor de tracțiune și betoanelor precomprimate.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 3, 1984, p. 117.

Dr. ing. C. Ignat
Centrul de fizică tehnică — Iași

Studiul variației cantității de austenită reziduală după călire, în timpul menținerii la temperatura ambiantă a oțelurilor de rulmenți

CZ : 669.14.018.29.3 : 669.017

Este știut [1], [4], [5] că o întrerupere a răcirii în intervalul transformării martensitice ($Ms - Mf$) și menținerea izotermă la această temperatură determină transformarea unei părți din austenita reziduală și stabilizarea celei rămase. Austenita netransformată suferă, la continuarea răcirii, o încetinire a transformării în timp, mărind cantitatea de austenită reziduală. Resensibilizarea la descompunere a austenitei stabilizate se face la temperaturi superioare celei de la care s-a întrerupt răcirea, iar transformarea în continuare, la răcire, începe după o subrăcire mai mare decît temperatura de menținere izotermă.

În literatura de specialitate din țară și din străinătate apar des discordanțe în aprecierea cantității de austenită rămasă după călire, la oțeluri în general și în special la oțelurile de rulmenți. Aceasta se datorește variației compoziției chimice, impurităților, tratamentelor termice primare, diferite de la o probă la alta, dar, în mare măsură, timpului diferit de menținere după călire pînă la operația următoare de tratament.

Sub aspect tehnologic, stabilizarea, mărind cantitatea de austenită reziduală, determină o micșorare a durității, a rezistenței la uzare și crește riscul instabilității dimensionale în timp.

Scopul lucrării constă în a stabili condițiile transformării $\gamma - M$ pe timpul menținerii după călire și influența stabilizării asupra cantităților de austenită reziduală în oțelurile RUL 1 și RUL 2.

Stabilizarea austenitei [4], [5], în cazul unei transformări martensitice anizoterme, prin întreruperea răcirii la o temperatură T_A, cuprinsă în general între $Ms - Mf$ și menținere la o temperatură $T_m \geq T_A$, se va manifesta :

— printr-o diferență de temperatură $\Theta = T_A - M_s'$ între temperatura de întrerupere a răcirii T_A și M_s' la care reîncepe transformarea martensitică numită și histereză ;

— prin apariția unui deficit în procente, care reprezintă cantitatea de martensită ce s-ar fi obținut în plus dacă răcirea nu ar fi fost întreruptă.

Aceste două mărimi ce caracterizează fenomenul de stabilizare sînt influențate de :

— compoziția chimică a fazei austenitice ;

— temperatura de întrerupere a răcirii și timpul de menținere la această temperatură ;

— gradul transformării la temperatura de întrerupere a răcirii.

În funcție de cele arătate mai sus, în jurul dislocațiilor se vor concentra atomii de carbon, formînd „norii Cottrell", care imobilizează dislocațiile, deci stabilizarea austenitei netrasformate.

De la o anumită temperatură în sus, dependentă de aceiași factori, se va produce o destrămare a „norilor" însoțită și de alte procese care mobilizează dislocațiile, deci resensibilizarea austenitei.

Metoda de cercetare, probe

Cu ajutorul instalației de austenitizare în vid și călire în atmosferă controlată [3], probele vor fi ferite, pe timpul călirii, de orice reacție chimică de suprafață și astfel se exclude necesitatea prelucrărilor mecanice după această operație. În aceste condiții, măsurarea cantităților de austenită reziduală poate fi executată imediat după călire. De asemenea, poate fi urmărită evoluția transformării $\gamma - M$ imediat după călire și pe timpul menținerii la temperatura ambiantă.

Pentru punerea în evidență a efectului stabilizant, datorat menținerii la temperatura ambiantă, asupra transformării $\gamma - M$, s-au executat răcirile la —196°C. Măsurările au fost executate cu instalația balistică diferențială [2] și cu probă vibrantă [3].

Compoziția chimică a probelor din oțelurile RUL 1 și RUL 2 supuse cercetărilor este redată în tabelul 1.

Tabelul 1

Marca	Compoziția chimică %							
	C	Mn	Si	Cr	S	P	Ni	Cu
RUL 1	1,00	0,30	0,20	1,45	0,019	0,020	0,25	0,20
RUL 2	0,98	1,10	1,50	0,50	0,018	0,018	0,20	0,22

Probele și etaloanele folosite la măsurări au avut dimensiunile Ø2 ×50 mm, și astfel factorul demagnetizant fiind sub 0,015 poate fi neglijat. Etaloanele pentru măsurări balistice diferențiale s-au obținut prin plonjare directă, de la temperatura de austenitizare, în azot lichid. Aducerea la temperatura ambiantă a fost realizată prin evaporarea azotului lichid.

Experimentări

Probele folosite la experimentări au fost obținute din bare forjate cu un grad de coroiaj de cca 10%. Recoacerea de globulizare a barelor a constat din încălzirea la 800°C, cu menținere pe palier de 4 h, răcirea executîndu-se cu viteză de 30°C pe oră pînă la 700°C, și de 60°C pe oră pînă la 500°C, iar de la această temperatură, cu ușa cuptorului deschisă. S-a obținut o structură formată din perlită (cementită) globulară, uniformă, de punctaj *3*. Călirea a fost realizată prin austenitizări de 30 min la 840°C și răcire în ulei industrial la temperatura de 25°C.

Imediat după călire, probele au fost introduse în instalația de măsurare a cantității de austenită reziduală. Cinetica transformării $\gamma - M$ a fost urmărită, timp de 60 s, din cinci în cinci secunde. După consumarea acestui timp, pînă la 90 min, înregistrările au fost operate din ce în ce mai rar. Măsurările au fost repetate a doua zi, după 14 h.

Pentru determinarea efectului stabilizant produs de menținerea la temperatura ambiantă, în continuare, prin introducerea de azot lichid în vasul Dewar al instalației, s-a urmărit cinetica transformării pe timpul menținerii la temperatura de —196°C. Înregistrările transformărilor $\gamma - M$ și la această temperatură au fost operate în condițiile specificate mai sus. După o menținere de 14 h în azot lichid și aducere la temperatura ambiantă, prin măsurări balistice diferențiale, s-a determinat cantitatea de austenită rămasă după răciri.

Rezultatele măsurării cantităților de austenită după călire, a cantităților de austenită transformată pe timpul răcirii și menținerii la —196°C, precum și a cantităților de austenită netransformată (stabilizată) sînt redate în tabelul 2.

Tabelul 2

Oțel	Austenită rezid. după călire, %	Transf. la temp. ambiantă, %	Transf. la temp. de —196°C, %	Austenită netransformată, %
RUL 1	13,2	1,50	6,20	5,50
RUL 2	18,48	1,70	7,70	9,00

Curbele de cinetică ale transformării $\gamma - M$, pentru condițiile de tratament termic studiate pe ambele oțeluri de rulmenți, sînt redate în figura 1.

Din tabelul 2 și figura 1 se observă că menținerea de 14 h, la temperatura de 25°C, după călire, provoacă în timp o transformare a austenitei reziduale în martensită echivalentă cu 1,5% în oțelul RUL 1 și 1,7% în oțelul RUL 2.

La ambele oțeluri această transformare începe după 15 min de la răcirea în ulei și are o viteză maximă de transformare între 15 și 40—45 min, după care se micșorează brusc, continuînd cu viteze din ce în ce mai reduse.

După menținere, prin continuarea răcirii în azot lichid, se produce o transformare suplimentară de austenită în martensită echivalentă cu 6,2% pentru oțelul RUL 1 și 7,7% pentru oțelul RUL 2.

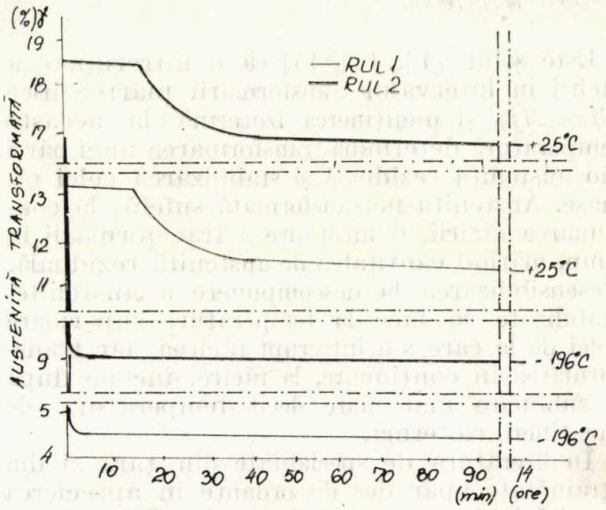


Fig. 1. Transformarea austenitei reziduale în timpul menținerii la temperatura ambiantă și la continuarea răcirii la — 196°C

Cinetica transformării prin continuarea răcirii nu se modifică esențial față de răcirea fără menținere la temperatura ambiantă.

Cantitatea de austenită reziduală stabilizată prin menținerea de cca 14 h la temperatura de 25°C este de 5,5% în oțelul RUL 1 și de 9,00% în oțelul RUL 2.

Concluzii

— Menținerea, după călire, la temperatura ambiantă produce în timp transformarea unei cantități de austenită reziduală și o stabilizare a celei rămase.

— Stabilizarea este cu atît mai importantă, cu cît gradul de aliere a oțelului este mai ridicat.

— Se confirmă teoriile existente, ceea ce impune în practica industrială, pentru oțelurile de rulmenți, necesitatea aplicării imediate a tratamentelor termice ce urmează călirii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cohen, M. În: Trans. of A.S.M., S.U.A., vol. 41, 1949, p. 35.

[2] Ignat, C. *Fiabilitatea în construcția de mașini*. I.P. Iași, 1975, p. 173.

[3] Ignat, C. Teză de doctorat, I.P. Iași, 1981.

[4] Prosvirin, V. și Estrin, S. *Formarea izotermică a martensitei*. București, I.D.T., 1954.

[5] Petty, E. R. *Martensite Fundamentals and Technology*. Londra, Edit. Longman Group Limited, 1970.

[6] Riviers, A. și Sarrazin, S. În: Mém. Sci. Rev. Mét., Franța, oct., 1973, p. 739.

Dr. chim. Rodica Țică,
dr. ing. Victoria Fiterău și Gh. Huza
Universitatea din Brașov

Influența tratamentului termic asupra procesului de coroziune a unor oțeluri inoxidabile

CZ: 669.14.018.8:621.785

Coroziunea este un proces natural, o tendință firească a metalelor de a reveni la o stare energetică scăzută dar totodată un fenomen dăunător care produce pagube imense.

Coroziunea este fenomenul de distrugere a metalelor și aliajelor sub acțiunea agenților chimici.

În procesul de corodare electrochimică, pe suprafața metalului care se corodează funcționează cupluri galvanice prin care metalul este oxidat spontan, concomitent cu reducerea unei substanțe din soluția de electrolit [1]—[3].

Viteza de coroziune în soluție de electrolit depinde de gradul de instabilitate termodinamică a metalului, precum și de unii factori cinetici care influențează procesul de coroziune [4].

Tratamentele termice influențează stabilitatea termodinamică, prin faptul că schimbă numărul de faze din structură și starea de tensiune din rețea [5], [6].

În lucrare se studiază influența tratamentului termic asupra procesului de coroziune a unor oțeluri inoxidabile.

Modul de lucru și rezultatele obținute

În studiu s-au luat mai multe oțeluri inoxidabile cu crom și nichel, a căror compoziție este prezentată în tabelul 1.

Tabelul 1

Marca oțelului	Elementele					
	C, %	Cr, %	Ni, %	Mn, %	Si, %	Mo, %
12 Cr 130	0,12	12,8	—	0,6	0,38	—
40 Cr 130	0,45	14	0,5	0,3	0,25	—
8 Cr 170	0,1	17,5	—	0,3	0,4	—
7 NiCr 180	0,07	18	9,5	0,3	0,4	—
10 TiMoNiCr 175	0,05	17,5	11,2	0,3	0,4	2,3

Regimurile de tratament termic aplicate au fost următoarele:

— călire, încălzire în trepte la 1 050°C, menținere 20 de min și răcire în apă;

— recoacere, încălzire în trepte la 1 050°C, menținere 20 de min și răcire cu o viteză de aproximativ 0,8°C pe min (22 h).

Probele astfel tratate au fost supuse coroziunii, utilizîndu-se ca agenți corosivi: H_2SO_4 (5 %, 10 %, 20 %); HNO_3 (1 %, 5 %, 35 %); CH_3COOH (10 %, 40 %, 80 %).

Cu soluțiile de acid sulfuric și acid azotic s-a lucrat la temperatura obișnuită, iar cu cele de acid acetic s-a lucrat și la fierbere. În continuare s-a determinat masa de aliaj corodată, prin măsurare la balanța analitică.

Din rezultatele măsurătorilor s-a calculat indicele masic de coroziune K_m și viteza de coroziune K, cu următoarele relații:

$$K_m = \frac{\Delta m}{s.t}\left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^2.\text{h}}\right]; \qquad K = \frac{K_m \cdot 8\,760}{\rho}\left[\frac{\text{m}}{\text{an}}\right]$$

unde:

Δm este masa de metal, care s-a corodat;
s — suprafața, m^2;
t — timpul, h;
ρ — densitatea metalului, kg/m^3.

Valorile măsurătorilor obținute sînt prezentate în diagramele din figurile 1, 2, 3 și 4.

Din figura 1 se observă că odată cu creșterea concentrației de acid sulfuric crește și viteza de coroziune și, în special, la concentrațiile de 5 și 20 %. În soluția 10 %, viteza de coroziune mai mică se poate datora fenomenului de pasivare.

Aproape în toate cazurile probele călite au viteza de coroziune mai mică, ca urmare a structurilor cristaline mai omogene, iar în cazul oțelului 10 TiMoNiCr 175 cu structură pur austenitică, în soluție de acid sulfuric 10 și 20 % se corodează mai intens proba călită. Acest lucru se datorează tensiunilor din rețea, care joacă rolul celei de a doua faze (probabil favorizate și de existența molibdenului în compoziția chimică).

Structurile obținute pentru fiecare oțel sînt prezentate în figura 5.

În cazul atacului cu acid azotic (fig. 2), se constată de asemenea că probele călite au viteză de coroziune mai mică, cu excepția oțelului 8 Cr 170.

După cum se observă din figura 5, acest oțel prezintă în structură ferită δ, constituent care este mult mai ușor atacabil de acidul azotic.

Viteza de coroziune variază de asemenea în funcție de concentrație, și anume: în soluțiile 1 % HNO_3 viteza de coroziune este mică, apoi crește în soluțiile 5 % HNO_3, iar în soluțiile 35 %

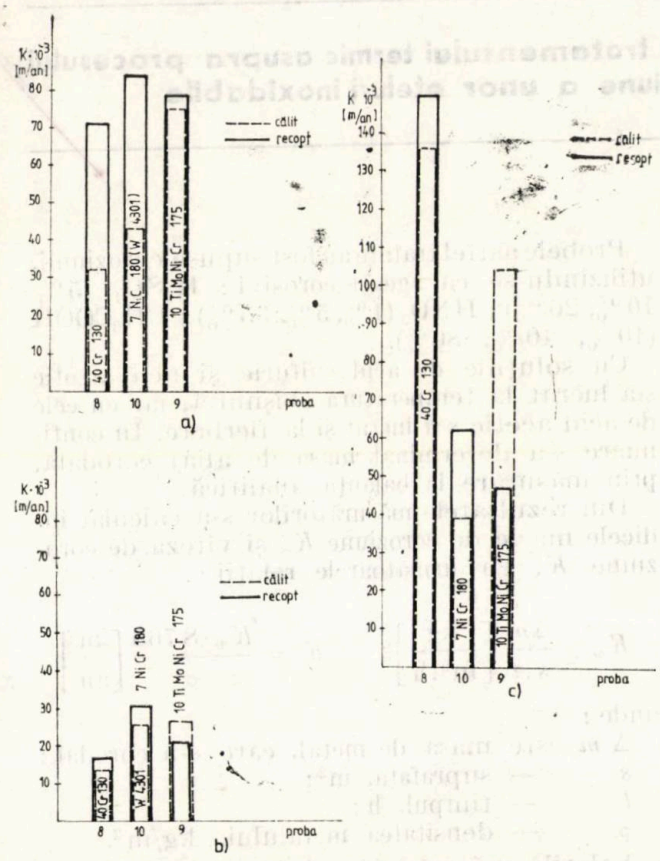


Fig. 1. Viteza de coroziune în acid sulfuric:
a – 5% H_2SO_4; b – 10% H_2SO_4; c – 20% H_2SO_4

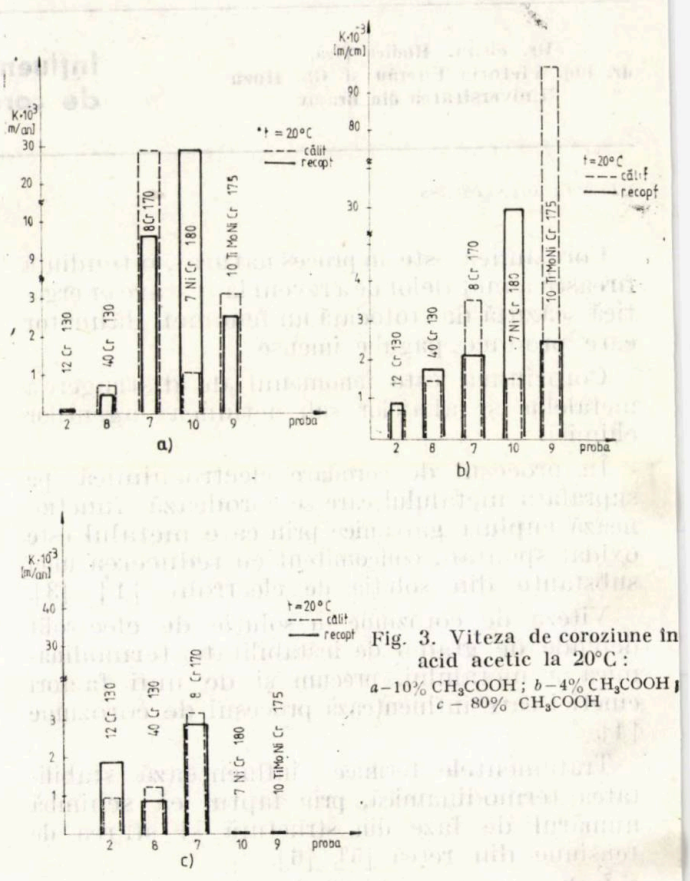


Fig. 3. Viteza de coroziune în acid acetic la 20°C:
a – 10% CH_3COOH; b – 4% CH_3COOH;
c – 80% CH_3COOH

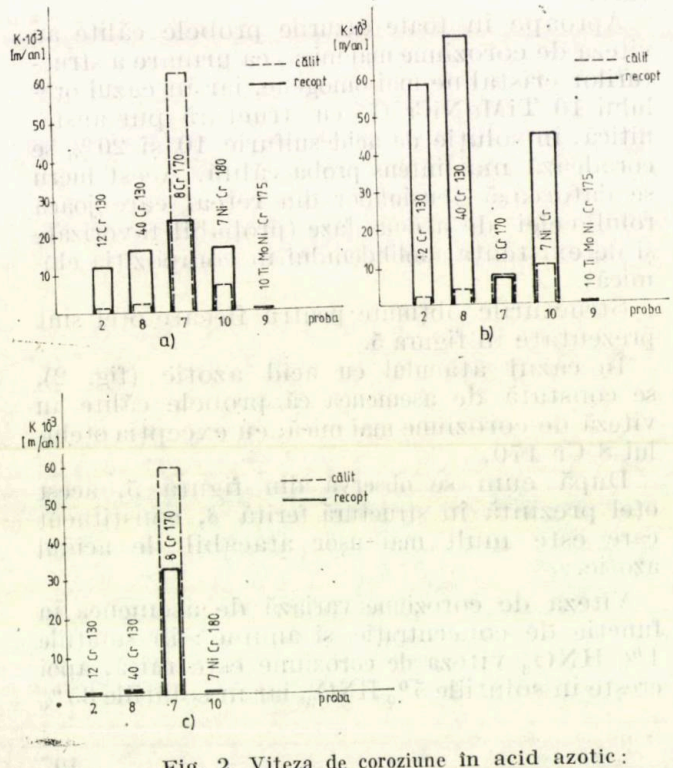


Fig. 2. Viteza de coroziune în acid azotic:
a – 1% HNO_3; b – 5% NHO_3; c – 35% HNO_3

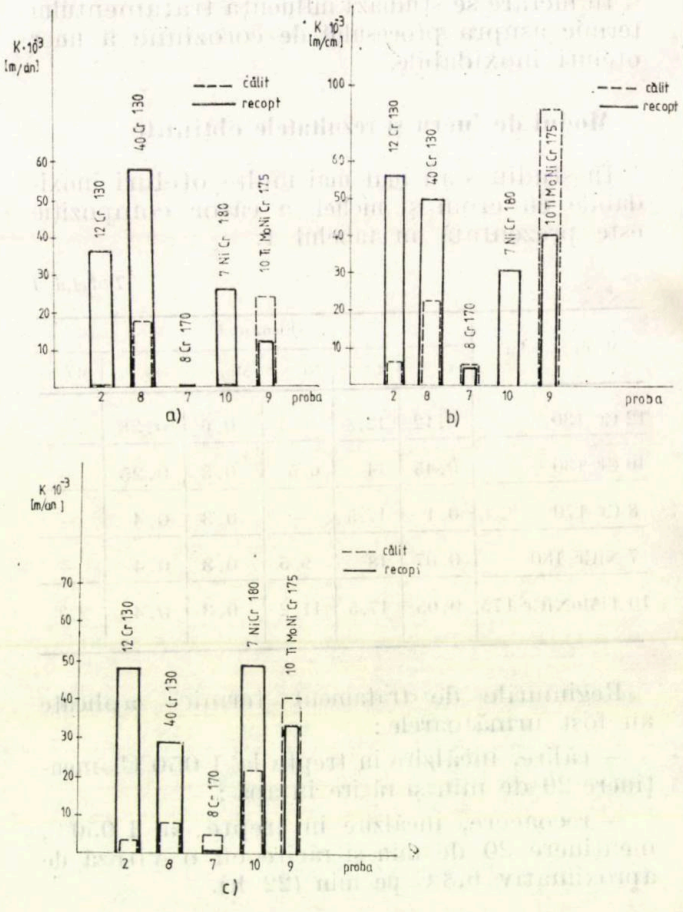
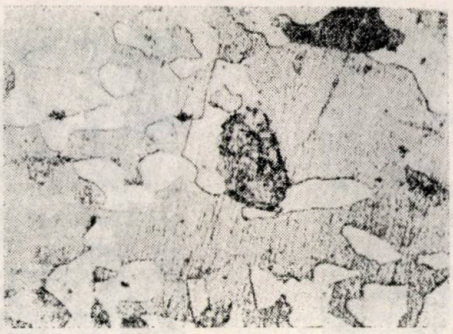
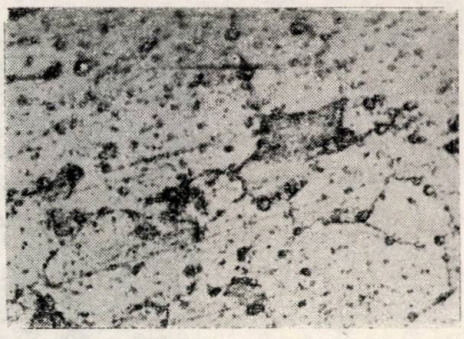
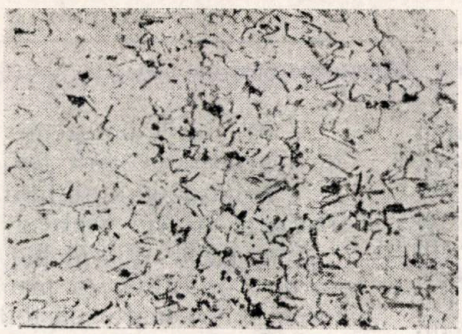
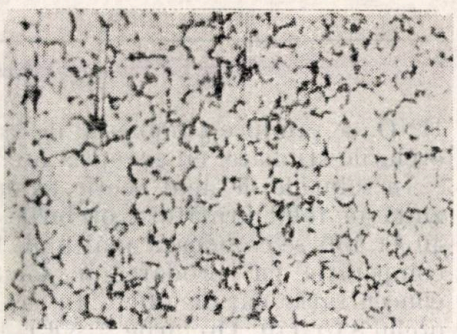
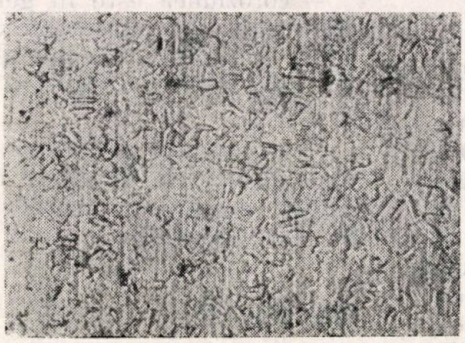
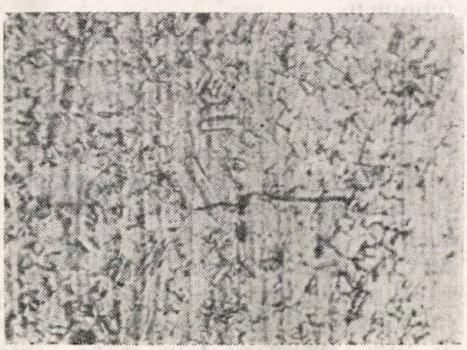
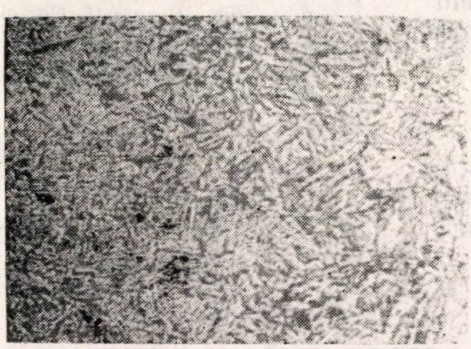
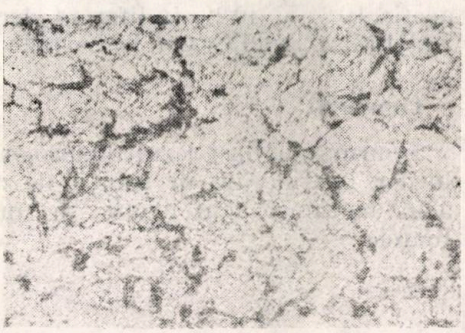


Fig. 4. Viteza de coroziune în acid acetic la fierbere:
a – 10% CH_3COOH; b – 40% CH_3COOH; c – 80% CH_3COOH

Marca oțelului	Structura după tratamentul termic	
	călit	recopt
8Cr170 (W 4016) (7)	 Ferită și ferită δ Atac: Villela, × 720	 Ferită și carburi Atac: Villela, × 720
7NiCr180 (W 4301) (10)	 Austenită Atac: acid oxalic, × 330	 Austenită și carburi Atac: acid oxalic, × 330
10TiMoNiCr175 (W 4401) (9)	 Austenită Atac: acid oxalic, × 330	 Austenită Atac: acid oxalic, ×330
12Cr130 (2)	 Martensită Atac: Villela, ×330	 Ferită, perlită, carburi și martensită Atac: Villela, × 330

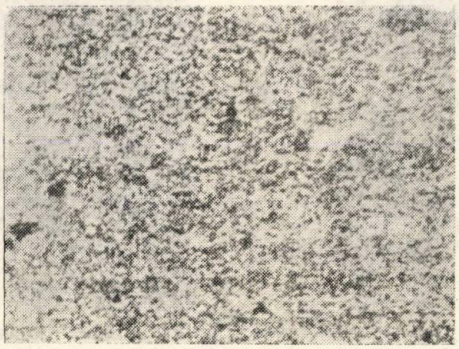
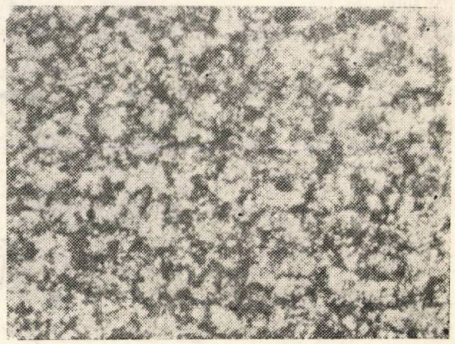
Marca oțelului	Structura după tratamentul termic	
	călit	recopt
4 Cr130 (W 4034) (8)	 Martensită și carburi Atac: Villela, × 330	 Ferită, perlită și carburi Atac: Villela, × 330

Fig. 5. Structurile obținute pe tipuri de oțel

HNO_3 se produce fenomenul de pasivare pentru oțelurile studiate, cu excepția oțelului 8 Cr 170.

În soluțiile de acid acetic fenomenul se prezintă în felul următor: oțelurile 12 Cr 130 și 40 Cr 130 se corodează mai mult la fierbere, în comparație cu corodarea în soluții de aceeași concentrație dar la 20°C. Invers se comportă oțelul 8 Cr 170. Oțelurile 7 NiCr 180 și 10 TiMo NiCr 175 se pasivează la 20°C în soluție de acid acetic 80 %. La fierbere nu se mai constată acest fenomen.

La fierbere în acid acetic se constată că oțelurile crom-nichel recoapte au rezistență mai mică, deci viteză de coroziune mai mare. La temperatura de 20°C, stabilitate mică la coroziune s-a evidențiat la oțelurile 12 Cr 130 și 7 NiCr 180. Oțelurile crom-nichel cu molibden și titan au în schimb stabilitate mai mare în stare recoaptă în soluții de acid acetic atît la 20°C, cît și la fierbere. Oțelul 7 NiCr 180 cu structură austenitică se corodează mai puțin la fierbere decît la 20°C, în soluție de acid acetic 10 % și 40 %. Acest oțel în stare călită în soluțiile de acid acetic 10 % și 40 % prezintă fenomenul de pasivare. Oțelul 10 TiMoNiCr 175 are aproximativ aceeași comportare în soluții de acid acetic 10 % și 40 %, indiferent dacă fenomenul s-a studiat la 20°C sau la fierbere.

Concluzii

În urma analizei rezultatelor comportării oțelurilor inoxidabile în soluții de acid sulfuric, acid azotic și acid acetic se constată următoarele:

— structurile omogene (stare călită) prezintă în general rezistență mai mare la coroziune;

— ferita δ are stabilitate foarte mică în acid azotic și în acid acetic;

— oțelurile crom-nichel cu molibden și titan au în stare călită, ca urmare a tensiunilor interne, o mai mare sensibilitate la agenții corosivi. Zonele tensionate pot avea rol de anod în procesul electrochimic;

— coroziunea este în general influențată de concentrația electrolitului. La anumite concentrații se produce fenomenul de pasivare (soluția 10 % H_2SO_4; 35 % HNO_3; 80 % CH_3COOH la 20°C);

— se constată că în toți agenții corosivi studiați elementele de aliere din oțeluri ca Mo și Ti determină o micșorare a vitezei de coroziune în stare recoaptă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nenițescu, C. D. *Chimie generală*. București, Ed. did. și ped., 1972.

[2] Tomescu, M. și Constantinescu, M., *Chimie și coroziune*. București, Ed. did. și ped., 1979.

[3] Constantinescu, M. și Badea, T. Coroziune și protecție anticorosivă. București, Ed. did. și ped., 1978.

[4] Firoiu, C. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 9, 1979.

[5] Rusu, B., Olah, L. și Riza M. În: Metalurgia R.S.R., nr. 6, 1976.

[6] Climescu, M. și Gelu, R. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 3, 1976.

Dr. ing. V. Brânzoi,
prof. dr. doc. ing. S. Sternberg,
dr. ing. T. Badea şi dr. ing. M. Nicola
Institutul politehnic — Bucureşti

Cercetări privind eficienţa unor inhibitori organici la diminuarea coroziunii oţelurilor inoxidabile V2A, V4A şi a oţelului carbon OL 37

CZ : 620.193.235

Caracterul complex al fenomenului de coroziune din instalaţiile industriei extractive şi de prelucrare a ţiţeiului a determinat dezvoltarea şi aplicarea simultană a mai multor procedee de combatere a acesteia, bazate pe utilizarea de inhibitori, acoperiri anticorosive, protecţie catodică, utilizarea de materiale speciale sau de materiale nemetalice ş.a.

Cu toate că în ultimii ani se constată o dezvoltare crescîndă a unor procedee cum sînt acoperirile interioare sau utilizarea de material nemetalic, totuşi, pentru combaterea coroziunii la instalaţiile de prelucrare a ţiţeiului, cel mai răspîndit procedeu este cel bazat pe utilizarea inhibitorilor. Acest procedeu, pe lîngă faptul că constituie mijlocul cel mai adecvat de combatere a coroziunii în instalaţiile aflate deja în exploatare, prezintă şi alte avantaje. Astfel, inhibitorii pot fi introduşi relativ uşor în instalaţii şi pot ajunge în orice loc de pe suprafeţele metalice expuse circulaţiei de fluide agresive. De aceea, utilizarea inhibitorilor poate fi considerată încă principalul mijloc de combatere a coroziunii în instalaţiile de prelucrare a ţiţeiului.

În prezenta lucrare s-a studiat coroziunea oţelurilor inoxidabile V2A, V4A şi a oţelului carbon OL 37 în soluţii provenite de la instalaţiile de separare a aromatelor din industria de prelucrare a ţiţeiului, precum şi influenţa unor tipuri de inhibitori organici.

Partea experimentală

Rezultatele experimentale au fost obţinute folosind metoda potenţiodinamică, metoda gravimetrică şi analiza metalografică.

Instalaţia electronică şi celula pentru polarizări electrochimice au fost prezentate într-o lucrare anterioară [1]. Observaţiile microscopice s-au efectuat asupra eşantioanelor metalice studiate, folosindu-se în acest scop microscopul metalografic. Pe baza acestor observaţii s-a stabilit caracterul atacului corosiv uniform sau localizat.

Metalele studiate au fost prelucrate sub formă de electrozi cilindrici prevăzuţi cu filet interior, pentru a putea fi montaţi în suportul de susţinere folosit în încercările electrochimice. Forma cilindrică a fost preferată pentru faptul că asigură o suprafaţă mare şi un număr redus de muchii (cunoscute ca fiind poziţii mai susceptibile la atacul agenţilor corosivi). Înaintea fiecărei măsurători, eşantioanele au fost şlefuite pe hîrtie metalografică de diferite granulaţii, pînă la obţinerea unor suprafeţe perfect omogene, lipsite de defecte mecanice sau striaţiuni. Probele metalice şlefuite şi fixate în suportul de susţinere au fost degresate în bezen la fierbere timp de 5 min, pentru îndepărtarea urmelor de grăsimi şi praf abraziv rămase pe suprafaţă după şlefuire. Trebuie menţionat faptul că la trasarea curbelor de polarizare s-a plecat întotdeauna de la potenţialul mixt al stării staţionare, care, la fel ca şi toate celelalte potenţiale, s-a măsurat în raport cu electrodul saturat de calomel. La trasarea curbelor de polarizare s-a ţinut seamă de faptul că o polarizare anodică prelungită poate da naştere unor modificări la nivelul asperităţii suprafeţei, ceea ce va duce la o translatare paralelă a pantelor Tafel. Acest aspect s-a înlăturat [2], [3], polarizînd electrodul mai întîi catodic şi numai după aceea trasînd curbele anodice. Aşa după cum s-a amintit, determinările s-au efectuat în soluţii apoase rezultate în instalaţiile de separare a aromatelor din industria de prelucrare a ţiţeiului şi anume :

a) soluţia „$12S_{10}$—apă", în care componentul principal este apa, iar ca impurităţi mai importante se află clorul în concentraţie de 28 mg/l şi hidrogenul sulfurat 5,4 mg/l. Această soluţie are pH = 5,5 şi conductivitatea de 300 μs;

b) soluţia „$13V_1$—apă", prelevată din instalaţia de separare a benzenului, tosluenului, xilenului are pH = 4,4, conductivitatea 620 μS, iar ca impurităţi mai importante din punct de vedere al acţiunii corosive, clorul în concentraţie de 64 mg/l, fluorul 1,6 mg/l şi hidrogenul sulfurat 2,6 mg/l;

c) soluţia „14 V_1—apă", prelevată din instalaţia de fracţionare a xilenului, are pH = 5,6 şi conductivitatea 0,17 μS. Ca impurităţi mai importante se găseşte sulful în concentraţie de 1,3 mg/l şi hidrogenul sulfurat 2,4 mg/l;

d) soluţia „12 V_7—apă", prelevată din instalaţia de separare a aromatelor, are conductivitatea de 225 μS şi pH = 4,5. Ca impurităţi mai importante din punct de vedere al acţiunii corosive se deosebesc clorul în concentraţie de 56 mg/l şi hidrogenul sulfurat, 50 mg/l.

S-au folosit doi inhibitori de coroziune indigeni IC_1 (diamine cu catenă lungă de 18 — 20 atomi de carbon) și IC_2 (pe bază de acizi capronici) și doi inhibitori de import Chimec C_2 (pe bază de amine aromatice) și Chimec 305 — un amestec de amine volatile și nevolatile, folosit pentru protecția în medii de HCl, H_2S, O_2, acizi organici, HCN și CO_2. Alegerea acestor inhibitori s-a făcut ținîndu-se seamă de solubilitatea și proprietățile lor inhibitoare în mediul considerat.

Rezultate și discuții

Acțiunea de inhibare a acestor substanțe a fost studiată prin trasarea curbelor de polarizare folosind tehnica potențiostatică, calcularea parametrilor cinetici de coroziune (în special a densității curentului de coroziune) și compararea lor cu parametrii cinetici din soluția fără inhibitor. S-a calculat de asemenea eficiența diferiților inhibitori, în așa fel încît să se poată stabili cu precizie care dă rezultatele

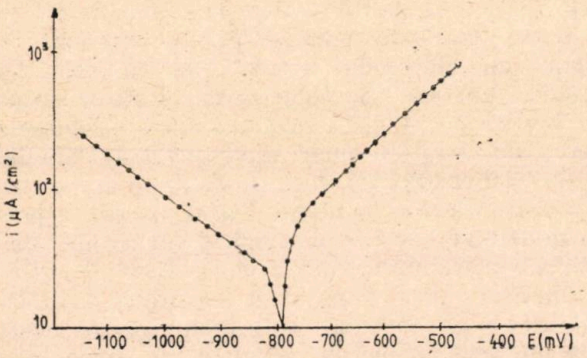


Fig. 1. Curbele de polarizare anodică și catodică ale oțelului carbon OL 37 în soluție „13 V_1 — apă" + 500 ppm Chimec C_2 la 95°C

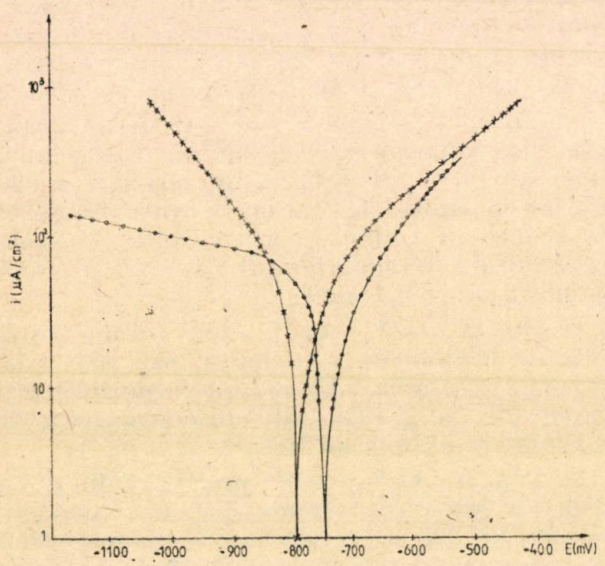


Fig. 2. Curbele de polarizare anodică și catodică ale oțelului carbon OL 37 în soluție „13 V_1 — apă" + Chimec C_2 la 95C°: (x) — 400 ppm Chimec C_2; (.) — 300 ppm Chimec C_2

cele mai bune într-un mediu dat și la ce concentrație.

În figurile 1, 2 și tabelul 1 este prezentată influența celor patru inhibitori asupra vitezei de coroziune a oțelului OL 37 în soluție „13 V_1 — apă".

Analizînd figurile 1 și 2 nu se constată nici o tranziție activ — pasiv pînă la potențiale și curenți foarte mari. Examinînd, la sfîrșitul polarizării anodice, suprafața electrodului la microscopul metalografic, s-a constatat coroziunea uniformă a acestuia. Viteza de coroziune dată de densitatea curentului de coroziune este destul de mare. Față de soluția fără inhibitor, soluțiile cu inhibitori Chimec C_2 și

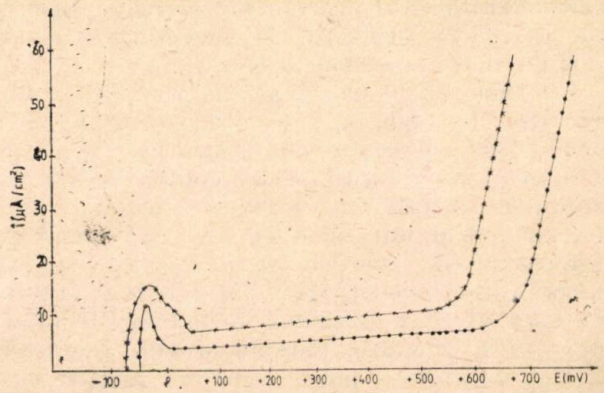


Fig. 3. Curbele de polarizare anodică ale oțelurilor inoxidabile V2A și V4A în soluție „13V_1 — apă" la 95°C: (x) — V2A + „13 V_1 — apă"; (.) — V4A + „13 V_1 — apă"

Chimec 305 prezintă o scădere a vitezei procesului de coroziune (mai mare în cazul inhibitorului Chimec C_2). Din tabelul 1 se poate constata că eficiența cea mai mare o are inhibitorul Chimec C_2 în doză de 500 ppm, în timp ce inhibitorii IC_1 și IC_2 reduc foarte puțin viteza procesului de coroziune.

În figura 3 sînt prezentate curbele de polarizare anodică ale oțelurilor inoxidabile V2A și V4A în soluție „13 V_1 — apă" la 95°C. În ambele cazuri se constată existența tranziției activ-pasiv, urmată de o creștere rapidă a densității curentului de coroziune. Analiza metalografică a suprafeței electrodului de lucru a arătat producerea pittingului atît în cazul oțelului V2A, cît și a oțelului V4A. De remarcat faptul că în cazul ambelor oțeluri există o porțiune pasivă de cel puțin 550 mV după care curentul crește brusc, ceea ce indică apariția atacului localizat. Comparînd cele două curbe, se poate constata că potențialul critic de pitting al oțelului V4A este mai pozitiv decît cel pentru V2A, ceea ce indică o stabilitate mai mare a oțelului V4A în aceste soluții. Folosirea celor patru inhibitori nu a condus la rezultate satisfăcătoare. Coroziunea în pitting s-a produs și în prezența lor, obținîndu-se variații nesemnificative pentru valorile curentului

Tabelul 1

Parametrii de coroziune ai oţelului carbon OL 37 în soluţie „13 V_1 — apă" + inhibitor organic la 95°C

Cantitatea de inhibitor (X ppm)	I_{corr}, μA/cm²	P_{mpy}	kg, g/m²h	E, % (eficienţa)
Fără inhibitor	75	35	0,792	—
I	II	III	IV	V
Chimec C_2 500 ppm	30	14	0,317	60
Chimec C_2 400 ppm	42	19,6	0,44	44
Chimec C_2 300 ppm	58	27,1	0,613	22,66
Chimec C_2 200 ppm	65	28,4	0,64	13,33
Chimec C_2 100 ppm	68,4	31,94	0,72	9,06
Chimec C_2 50 ppm	69	32,22	0,73	8
Chimec 305 500 ppm	55	25,68	0,58	26,66
Chimec 305 400 ppm	64	29,88	0,676	14,66
Chimec 305 300 ppm	70	32,69	0,74	6,66
Chimec 305 200 ppm	70	32,69	0,74	6,66
Chimec 305 100 ppm	71	33,157	0,75	5,33
Chimec 305 50 ppm	73	34,09	0,77	2,66
IC_2 500 ppm	68	31,756	0,72	9,33
IC_2 400 ppm	72	33,62	0,76	4
IC_2 300 ppm	72,8	34	0,769	2,93
IC_2 200 ppm	73,6	34,37	0,777	2,93
IC_2 100 ppm	74	34,55	0,782	1,33
IC_2 50 ppm	74	34,56	0,78	1,33
IC_1 500 ppm	70,5	32,92	0,745	6
IC_1 400 ppm	72	33,62	0,76	4
IC_1 300 ppm	72	33,63	0,76	4
IC_1 200 ppm	73,9	34,5	0,78	1,46
IC_1 100 ppm	74,2	34,65	0,784	1,06
IC_1 50 ppm	75	35,025	0,79	—

de pasivare ale potenţialului critic de pitting şi ale domeniului pasiv. În cazul acestei soluţii, pentru diminuarea procesului de coroziune este recomandabil să se folosească inhibitorul Chimec C_2 în doză de 500 ppm. De asemenea, este necesară îndepărtarea clorului şi sulfului, astfel încît să se ajungă la o concentraţie cît mai mică a acestora în mediul considerat. În continuare, s-a studiat comportarea celor trei oţeluri în soluţie „12 S_{10}-apă", în prezenţa şi absenţa celor patru inhibitori. Figura 4 prezintă curbele de polarizare anodică ale oţelurilor inoxidabile V2A şi V4A în soluţie „12 S_{10} — apă" la 95°C. Se constată că pentru ambele oţeluri este vorba de o tranziţie clasică activ-pasiv. Trecerea de la regiunea pasivă la cea transpasivă se face printr-o creştere lentă a densităţii curentului de coroziune şi nu printr-o creştere rapidă ca în cazul pittingului. În aceeaşi soluţie s-a studiat comportarea la polarizare a oţelului carbon OL 37 în prezenţa şi absenţa inhibitorilor organici.

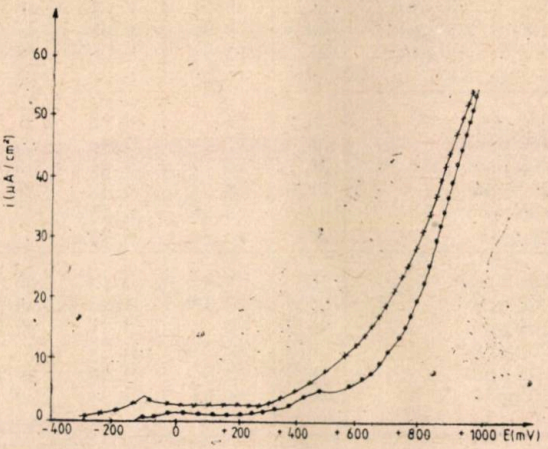


Fig. 4. Curbele de polarizare anodică ale oţelurilor inoxidabile V2A şi V4A în soluţie „12 S_{10} — apă" la 95°C: (x) — V2A + „12 S_{10} — apă"; (.) — V4A + „12 S_{10} — apă"

S-au constatat următoarele:

— inhibitorii Chimec 305 şi IC_1 reduc foarte puţin viteza procesului de coroziune, în timp ce IC_2 şi Chimec C_2 reduc considerabil viteza procesului de coroziune (fig. 5, tab. 2). Eficienţa cea mai mare o are inhibitorul Chimec C_2. În cazul acestei soluţii se recomandă folosirea

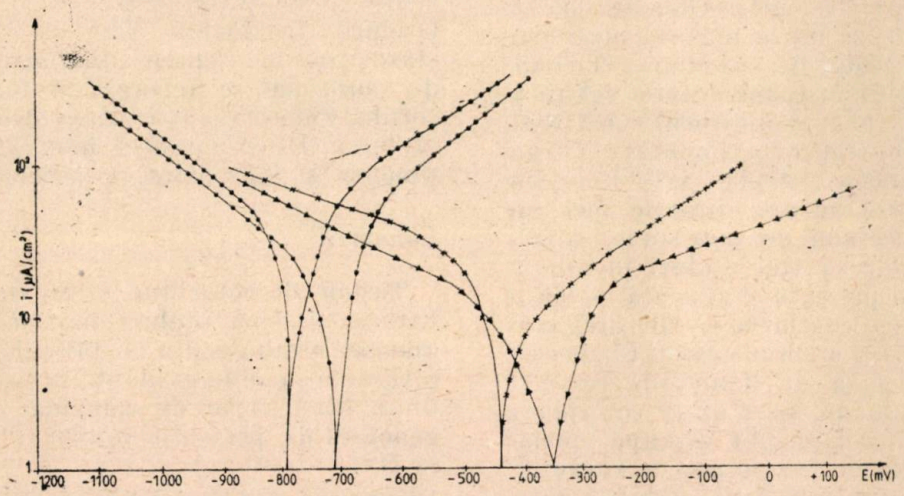


Fig. 5. Curbele de polarizare anodică şi catodică ale oţelului carbon OL 37 în soluţie „12 S_{10} — apă + inhibitor organic" la 95°C: (.) — OL 37 + „12 S_{10} + apă"; (x) — OL 37 + „12 S_{10} — apă" + 500 ppm IC_2; (Δ) — OL 37 + „12 S_{10} — apă" + Chimec C_2 (500 ppm); (∘) — OL — 37 + „12 S_{10} — apă" + Chimec 305 (500 ppm)

Tabelul 2

Parametrii de coroziune ai oţelului carbon OL 37 în soluţie „12 S_{10}—apă" + inhibitor organic la 95°C

Cantitatea de inhibitor, X_{ppm}	I_{corr}, μA/cm²	P_{mpy}	kg, g/m²h	E, % (eficienţa)
Fără inhibitor	40	18,68	0,4226	—
Chimec 305 500 ppm	26	12,142	0,275	35
Chimec 305 400 ppm	28	13,08	0,296	30
Chimec 305 300 ppm	30	14	0,316	25
Chimec 305 200 ppm	30	14	0,316	25
Chimec 305 100 ppm	35	16,34	0,37	12,5
Chimec 305 50 ppm	37,6	17,6	0,4	6
Chimec C_2 500 ppm	10,5	4,9	0,11	73,75
Chimec C_2 400 ppm	17	7,93	0,18	57,5
Chimec C_2 300 ppm	20	9,34	0,21	50
Chimec C_2 200 ppm	23,4	10,92	0,25	41,50
Chimec C_2 100 ppm	27	12,6	0,285	32,5
Chimec C_2 50 ppm	30,4	14,2	0,32	24
IC_1 500 ppm	36,2	16,9	0,38	9,5
IC_1 400 ppm	38	17,74	0,40	5
IC_1 300 ppm	38,74	18,1	0,41	3,15
IC_1 200 ppm	39,5	18,5	0,42	1,25
IC_1 100 ppm	40	18,68	0,4226	—
IC_1 50 ppm	40	18,68	0,4226	—
IC_2 500 ppm	18	8,4	0,19	55
IC_2 400 ppm	21,8	10,18	0,23	45,5
IC_2 300 ppm	25,7	12	0,27	35,75
IC_2 200 ppm	26,5	12,375	0,28	33,75
IC_2 100 ppm	28,9	13,5	0,305	27,75
IC_2 50 ppm	32	14,94	0,34	20

Tabelul 3

Parametrii de coroziune ai oţelului carbon OL 37 în soluţie „12 V_7—apă" + inhibitor organic la 95°C

Cantitatea de inhibitor	I_{corr}, μA/cm²	P, mm/an	kg, g/m²h	E,% (eficienţa)
Fără inhibitor	68	31,756	0,718	—
Chimec C_2 500 ppm	48	22,416	0,507	29,41
Chimec C_2 400 ppm	42	19,6	0,44	38,23
Chimec C_2 300 ppm	55	25,68	0,58	19,11
Chimec C_2 200 ppm	57,6	26,9	0,61	15,29
Chimec C_2 100 ppm	60	28	0,64	11,76
Chimec C_2 50 ppm	64,2	29,98	0,678	2,64
Chimec 305 500 ppm	54	25,22	0,57	20,58
Chimec 305 400 ppm	58,9	27,5	0,62	13,38
Chimec 305 300 ppm	62	28,95	0,655	8,82
Chimec 305 200 ppm	65,4	30,54	0,69	3,82
Chimec 305 100 ppm	66	30,82	0,697	2,94
Chimec 305 50 ppm	67,2	31,82	0,71	1,17
IC_1 500 ppm	70	32,69	0,74	—
IC_1 400 ppm	67,8	31,66	0,716	0,3
IC_1 300 ppm	66,4	31	0,70	2,35
IC_1 200 ppm	67,5	31,52	0,713	0,73
IC_1 100 ppm	67,3	31,43	0,711	1,02
IC_1 50 ppm	68,9	32,176	0,73	—
IC_2 500 ppm	57,4	26,8	0,606	15,58
IC_2 400 ppm	59,2	27,646	0,625	10
IC_2 300 ppm	62	28,95	0,655	8,82
IC_2 200 ppm	63,8	29,8	0,674	6,17
IC_2 100 ppm	65,6	30,64	0,693	3,52
IC_2 50 ppm	67	31,289	0,71	1,47
ACOR—H 500 ppm	54,5	25,45	0,576	5,14
ACOR—H 400 ppm	57,2	26,712	0,6	15,88
ACOR—H 300 ppm	58	27,1	0,62	14,7
ACOR—H 200 ppm	60,9	28,44	0,64	10,44
ACOR—H 100 ppm	64,5	30,12	0,68	5,14
ACOR—H 50 ppm	66	30,82	0,697	2,94

inhibitorului Chimec C_2 şi a oţelului inox V2A sau V4A.

În soluţia „12 V_7—apă" (extracţie aromate) la 95°C oţelul carbon OL 37 se corodează uniform, în timp ce oţelurile inox V2A şi V4A prezintă coroziune în pitting. S-au folosit şi în acest caz mai mulţi inhibitori. În tabelul 3 sînt prezentaţi parametrii de coroziune ai oţelului carbon OL 37. Din tabel se constată că eficienţa cea mai mare o are inhibitorul Chimec C_2, în timp ce inhibitorii IC_1, IC_2, Chimec 305 şi ACOR-H influenţează într-o măsură mult mai mică viteza procesului de coroziune. Trebuie menţionat faptul că în cazul acestei soluţii a fost utilizat în plus inhibitorul ACOR-H sintetizat. Rezultatele experimentale nu au confirmat aşteptările. Acest inhibitor (în condiţiile studiate) nu are practic nici un efect asupra procesului de coroziune. Analizînd comportarea celor trei oţeluri în soluţia „12 V_7—apă", în prezenţa şi absenţa inhibitorilor, se poate trage concluzia că folosirea oţelului carbon OL 37 şi a inhibitorului Chimec C_2 în doză de 400 ppm ar fi metoda cea mai eficientă. În continuare, s-a studiat coroziunea celor trei oţeluri în soluţia „14 V_1—apă" prelevată din instalaţia de fracţionare a xilenului. S-au constatat următoarele: oţelul carbon OL 37 se corodează uniform cu o densitate de curent mult mai mică decît în celelalte soluţii (tab. 4). Dintre cei patru inhibitori organici folosiţi, eficienţa cea mai mare o are inhibitorul Chimec C_2, urmat în ordine de Chimec 305, IC_1 şi IC_2.

Oţelurile inoxidabile V2A şi V4A se află în stare pasivă. Pentru diminuarea procesului de coroziune, se recomandă folosirea inhibitorului Chimec C_2, înlocuirea (dacă este posibil) oţelului OL 37 cu oţel inox V2A sau V4A, precum şi îndepărtarea sulfului din soluţie.

Concluzii

Testele de coroziune efectuate pe un oţel carbon şi două oţeluri inoxidabile în soluţii apoase, rezultate din instalaţiile de prelucrare a ţiţeiului, pun în evidenţă în primul rînd existenţa fenomenelor de coroziune electrochimică generată de prezenţa ionilor Cl^-, S^{2-}, SH^- şi H^+.

Dintre cei patru inhibitori organici folosiţi, eficienţa cea mai mare o are inhibitorul Chimec C_2—în toate soluţiile. Se presupune că inhi-

Tabelul 4

Parametrii de coroziune ai oţelului carbon OL 37 în soluţie „14 V_1 apă" la 95°C în prezenţa şi absenţa inhibitorilor organici

Cantitatea de inhibitor, X_{ppm}	I_{corr}, μA/cm²	P_{mpy}	kg, g/m²h	E, % (eficienţa)
Fără inhibitor	36	16,8	0,38	—
Chimec C_2 500 ppm	28	13	0,296	22,22
Chimec C_2 400 ppm	26,2	12,23	0,277	27,22
Chimec C_2 300 ppm	22	10,27	0,23	38,88
Chimec C_2 200 ppm	27,4	12,8	0,29	23,88
Chimec C_2 100 ppm	30,6	14,3	0,3233	15
Chimec C_2 50 ppm	34	15,87	0,36	5,55
Chimec 305 500 ppm	32	14,94	0,338	11,11
Chimec 305 400 ppm	29	13,54	0,306	19,44
Chimec 305 300 ppm	30,5	14,24	0,32	15,27
Chimec 305 200 ppm	23	15,41	0,35	8,33
Chimec 305 100 ppm	34,2	15,97	0,36	5
Chimec 305 50 ppm	35,7	16,67	0,377	0,83
IC_1 500 ppm	31,2	14,57	0,33	13,33
IC_1 400 ppm	30	14	0,317	16,66
IC_1 300 ppm	32	14,944	0,338	11,11
IC_1 200 ppm	34,1	15,93	0,36	5,27
IC_1 100 ppm	35,5	16,6	0,375	1,38
IC_1 50 ppm	36	16,8	0,38	—
IC_2 500 ppm	35,4	16,53	0,374	1,66
IC_2 400 ppm	34	15,88	0,36	5,55
IC_2 300 ppm	33,6	15,69	0,355	6,66
IC_2 200 ppm	34,9	16,29	0,368	3,05
IC_2 100 ppm	35,7	16,67	0,377	0,83
IC_2 50 ppm	36,4	16,99	0,38	—

bitorii organici de acest tip sînt puternic adsorbiţi pe suprafaţa metalului şi de asemenea produşii rezultaţi în urma reacţiei dintre inhibitor şi produsul metalic format în mediul corosiv. În consecinţă, inhibitorul contribuie la formarea unui film pe suprafaţa metalului şi, ca rezultat al acestuia, reacţia între metal şi mediu poate avea loc numai prin difuzia anionilor mediului agresiv prin porii fini ai stratului protector care s-a format. În acest fel se explică scăderea pronunţată a vitezei de coroziune şi deci eficienţa mare a inhibitorului Chimec C_2.

Pentru diminuarea coroziunii se recomandă îndepărtarea pe cît posibil a clorului, sulfului şi hidrogenului sulfurat, folosirea inhibitorului Chimec C_2 şi a oţelurilor inoxidabile V2A sau V4A în soluţiile în care aceste oţeluri nu se corodează în pitting.

BIBLIOGRAFIE

[1] Brânzoi, V. Buletinul Institutului politehnic — Bucureşti, seria Chimie — Matalurgie, vol. XL, nr. 3, 1978, p. 21.

[2] Heitz, E. şi Schwenk, W. Werkst. u. Korr., R.F.G., 27, 1976, p. 241.

[3] Heitz, E. Werkst. u. Korr., R.F.G. 19, 1968, p. 773.

[4] Gromoboy, T., S. şi Shreir, L. L., Electrochim. Acta, S.U.A., 13, 1973, p. 985.

Cobaltul de înaltă puritate. Metode de obţinere, proprietăţi

Ing. M. Dinu
M.I.M.U.E.E. — Bucureşti

CZ : 669.25 : 543.544

Cobaltul a făcut încă de mult timp obiectul încercărilor de purificare prin topire zonară [1].

Impurităţile metalice cu mare concentraţie în cobalt sînt elemente vecine din tabelul periodic : fierul, nichelul şi cuprul. Din diagramele de echilibru cobalt-nichel, cobalt-fier [2] nu rezultă posibilitatea separării prin diferenţă de solubilitate între starea solidă şi lichidă. În cazuri analoage, problema a fost rezolvată prin tehnici cromatografice cu schimbători de ioni [3].

În lucrare se studiază condiţiile de purificare preliminară a unui cobalt industrial (tab. 1)

Tabelul 1

Analiza unui cobalt supus purificării conţinutului în 10^{-6}

Ni	Fe	Cu	Zn	Pb	C	$\rho_{20,3K}/\rho_{294K} \times 10^4$
1 500	800	50	150	12	20	160—180

$C_2 = 40$; $Cl_2 = 65$; $H_2 = 20$; $N_2 = 20$; $S = 15$

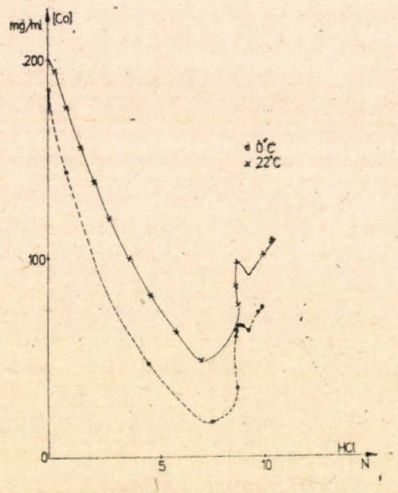


Fig. 1. Variaţia solubilităţii cobaltului CoII în funcţie de aciditate, în HCl

S-a ales modul de lucru în acid clorhidric, fiind cunoscută posibilitatea unor separări în acest mediu [3], [4].

A fost necesar să se cunoască solubilitatea cobaltului CoII în funcţie de aciditate. Rezultatele arată că solubilitatea cobaltului scade cu creşterea concentraţiei în acid. Această curbă prezintă un minim în domeniul de aciditate HCl 7 — 8 N, minim care s-a constatat şi în rezultatele lui Foote (fig. 1).

Eliminarea fierului. După dizolvarea cobaltului în acid clorhidric, fierul este oxidat în două forme, Fe II şi Fe III. Coeficientul de repartiţie a Fe II între soluţia HCl saturat în $CoCl_2$ şi răşina Dowex 1×8 este apropiat de cel al cobaltului bivalent, în aceleaşi condiţii [4] $E_{FeII} = 0{,}12$; $E_{CoII} = 0{,}75$ (fig. 2, 3, 4).

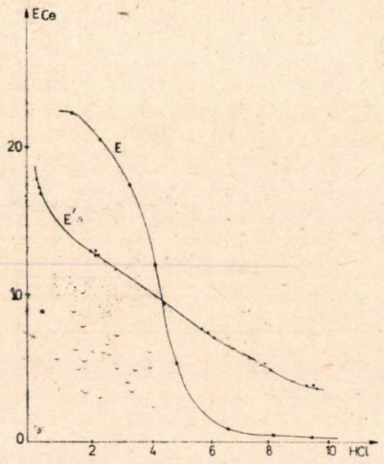


Fig. 2. Variaţia coeficienţilor de eluţie E' şi E pentru cobalt II, în funcţie de normalitatea soluţiei HCl. Răşina Dowex 1 × 8

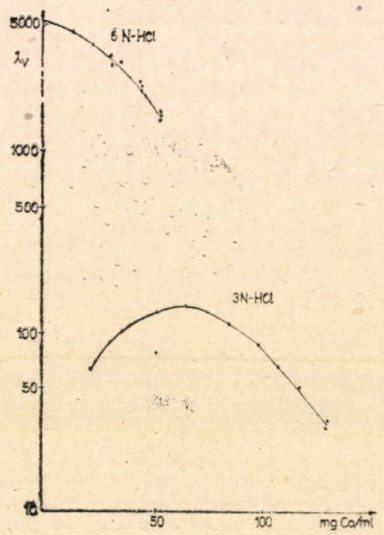


Fig. 3. Variaţia coeficienţilor de repartiţie λ_v pentru Fe II în funcţie de concentraţia în CoII a soluţiei de HCl. Răşina Dowex 1 × 8

Coeficientul de repartiție a Fe III crește puternic cu aciditatea soluției saturate în $CoCl_2$ și variază de la 20 pentru 2NHCl la 5 000 pentru 7 NHCl.

Totuși, eliminarea celor 800 ppm de fier, din care jumătate sub formă Fe II, s-a dovedit foarte dificilă prin simpla schimbare de ioni, limitîndu-se la una-două treceri pe coloană.

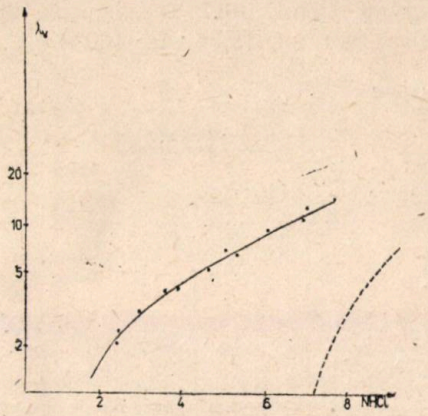


Fig. 4. Variația coeficientului de repartiție λ_v pentru Fe II în funcție de normalitatea în HCl a unei soluții saturate în $CoCl_2$ (linia continuă) și în acid HCl pur (linia discontinuă)

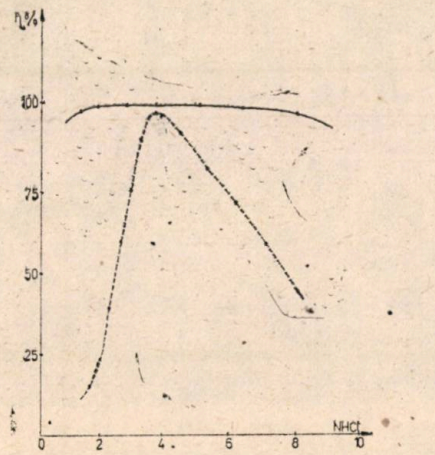


Fig. 5. Variația coeficientului de extracție a fierului Fe III cu metil — izobutil-cetonă (linia continuă) și eter etilic (linia discontinuă)

Pentru eliminarea unor conținuturi de fier de acest ordin de mărime, s-a încercat cu succes extracția cu solvenți organici utilizînd metil-izobutil-cetona și eter etilic. Alegerea acestor produse este condiționată de posibilitatea de a se lucra în medii puternic acide. Cei doi solvenți organici fixează Fe III și îl elimină din faza apoasă. Pentru determinarea eficacității extracției s-a utilizat radiotrasorul Fe^{59}_{26}.

Se definește gradul de extracție η al ionului FeIII prin relația :

$$\eta = 1 - \frac{a_f}{a_i}$$

în care a_i și a_f sînt radioactivitățile specifice inițiale și finale (fig. 5) [7].

Extracția cu metil-izobutil-cetonă este foarte eficace și se extinde pe un larg domeniu de aciditate. Pentru soluțiile cu normalitate inferioară la 6N, pierderile în cobalt sînt relativ slabe, 1—2%. Pentru rezultate cu mai bune se fac două extracții.

Eliminarea nichelului. Studiul comportării impurității (nichel) în toată gama de aciditate 1 la 12 NHCl arată că acesta nu este fixat pe rășina Dowex 1 x 8. Cînd o soluție concentrată de acid HCl traversează o coloană de rășină, impuritățile metalice care se găsesc în soluție, în urme, au fiecare un coeficient de eluție E. Dacă soluția de acid clorhidric este saturată în cobalt de exemplu, coeficientul său de eluție este E'_{CoII}. S-a constatat o creștere a lui E'_{CoII} în raport cu E_{CoII} pentru soluțiile HCl superioare lui 4 NHCl și o scădere pentru acidități inferioare (fig. 2). Fixarea cobaltului pe rășină în soluție 6NHCl ($E'_{CoII} = 0{,}75$) a permis eliminarea nichelului ($E_{NiII} = 2{,}3$).

Analiza unor eșantioane de cobalt

Tabelul 2

	Cobalt inițial	Cobalt purificat prin schimbători de ioni	Cobalt purificat prin extracție cu solvenți organici și schimbători de ioni	Cobalt purificat prin extracție cu solvenți organici, schimbători de ioni și electroliză primară
Fier	800	100	30*	<30
Nichel	1 500	5,7	5,7	0,4—06
Cupru	50	5	5	0,2
$\frac{\rho_{20,4\ K}}{\rho_{294\ K}} \cdot 10^4$	150	68	64	60

* Limita de detecție a fierului prin metode radioactive [6]

Tratamente de purificare a cobaltului. Pe baza studiilor mai sus expuse, privind posibilitățile de purificare a cobaltului, s-au aplicat următoarele operații.

Metalul inițial este supus unei dizolvări electrochimice pentru accelerarea procesului.

Soluția este adusă la concentrație și normalitate acidă convenabile.

Se fac două extracții cu metil-izobutil-cetonă și eter etilic, prin care se elimină o bună parte din fier.

Urmează purificarea soluției de $CoCl_2$ în HCl 6N prin cromatografie cu schimbători de ioni (fig. 6).

Pe coloană se succed următoarele operații :

—fixarea cobaltului CoII pe rășină, în mediu de HCl 6 N ;

—spălarea CoII cu o soluție de acid HCl 6N ;

—eluția cobaltului CoII cu o soluție de acid HCl 3 N.

Tabelul 3

Proprietăţile cobaltului

Punctul de topire, °C	1 495
Punctul de fierbere, °C	2 900
Densitatea, g/cm³	9,92
Conductivitatea termică, cal/s · cm² · °C/cm	0,1653
Căldura specifică la 22°C, cal/g	0,1056
Căldura de topire, cal/g	62
Căldura de vaporizare, cal/g	1 500
Energia de primă ionizare, kcal/atom g	181
Electronegativitatea (Pauli)	1,8
Raza atomului covalent, Å	1,16
Coeficientul de dilatare liniară	$12,5 \times 10^{-6}$
Punctul de transformare magnetică Curie, °C	1 121*
Secţiunea de adsorbţie de neutroni, barns/atom	34,8
Modulul Young, psi · 10^6	30,6
Structura cristalină	
hexagonal compact (h.c)	$\begin{cases} a = 2,5071 \text{ Å} \\ c = 4,0695 \text{ Å} \end{cases}$
cub cu feţe centrate (c.f.c)	$a = 3,5446$ Å
Temperatura de transformare h.c.⇌c.f.c, °C	420
Temperatura de restaurare, °C	sub — 200 şi + 40₁C** — 200 la + 40°C
Temperatura de recristalizare :	
— cobalt industrial, °C	650
— cobalt pur, °C	400

* Cobaltul este feromagnetic la temperatura ambiantă şi starea aceasta rămîne neschimbată pînă la presiuni de 65 bar.

** Restaurarea are loc în mai multe stadii: sub — 200 °C şi în domeniul — 200 la + 40°C.

Din soluţia astfel obţinută, după îndepărtarea excesului de acid se extrage cobaltul pe cale electrolitică.

Puritatea cobaltului obţinut şi unele proprietăţi ale acestuia. Analiza eşantionului de cobalt se face prin metoda radioactivării [6].

Tabelul 2 prezintă rezultatele obţinute pentru diferite sorturi de cobalt. Se iau în consideraţie numai cele două impurităţi majore ale cobaltului, fierul şi nichelul.

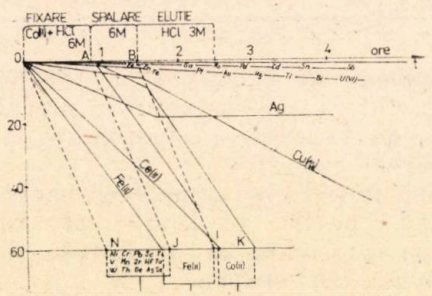


Fig. 6. Cromatograma reprezentînd deplasarea diverselor elemente pe coloana cu răşini Dowex 1 × 8 în funcţie de timp. Purificarea unei soluţii de $CoCl_2$

Ultimul sort de cobalt este un metal la care a fost aplicată o electroliză primară de 4 A h, ceea ce reprezintă 0,5% din metalul depus la catod.

Cobaltul iniţial conţine 16 — 20 ppm carbon. După topire în cuptor cu plasmă de A — H_2, el scade la 5 — 10 ppm, la fel ca şi în alte metale din grupa fierului [3], [8].

Măsurătorile de rezistivitate electrică la temperaturi joase, efectuate pe un cobalt de înaltă puritate sub cîmp magnetic, arată că acesta nu aduce o mare schimbare de valoare a raportului $\rho 20,3K/\rho 294K$ cum a fost cazul la fier [9]. Pentru cobalt acest raport trece de la $60,2 \times 10^{-4}$ fără cîmp la $61,7 \times 10^{-4}$ pentru un cîmp magnetic de 1 000 Oe.

Transformarea alotropică hex.⇌*cfc* pentru cobaltul cu titlul 99,7 se situează la 650°C, iar pentru cel purificat, la 400°C [5].

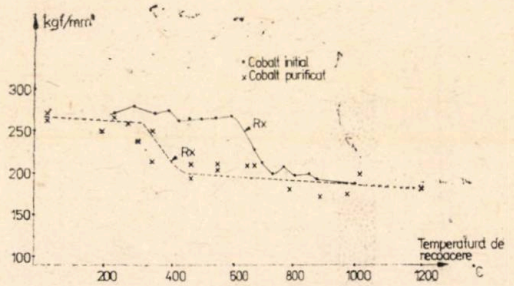
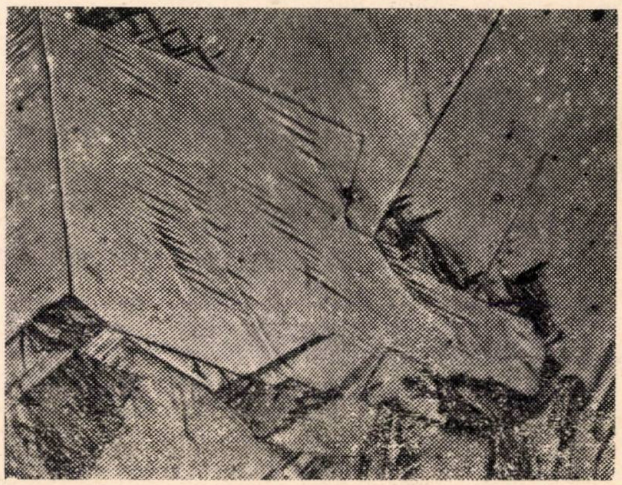
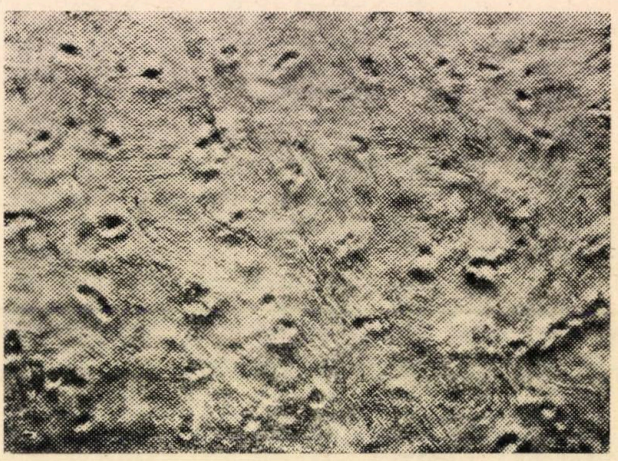


Fig. 7. Evoluţia stării ecruisate în funcţie de temperatura de recoacere. Duritatea Knoop şi diagrama de difracţie raze X (Debye-Scherrer în retur)



a



b

Fig. 8. Aspectul micrografic al cobaltului iniţial (*a*) şi final (*b*) ×320

Recristalizarea unui cobalt de înaltă puritate începe la 350 — 400°C față de 650°C la cel inițial, nepurificat (fig. 7). Figura 8 reprezintă un eșantion de cobalt inițial și final (polisaj electrolitic în soluție de acid acetic și percloric, cu atac de acid azotic 30% în alcool etilic).

Energia de activare a creșterii cristalelor de cobalt (titlul 99,99) este evaluată la 22 600 cal/at.g.

Concluzii

Din analize rezultă că este posibil să se purifice o soluție de clorură de cobalt, utilizînd succesiv extracția cu solvenți organici schimbători de ioni și electroliză.

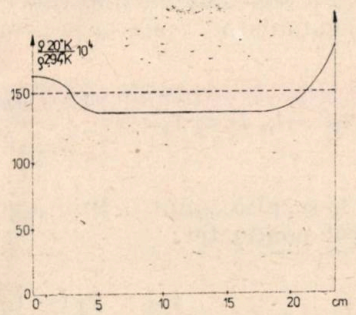


Fig. 9. Variația raportului de rezistivitate electrică a unui lingou de cobalt după o trecere de topire zonară orizontală

Purificarea finală rămîne totuși topirea zonară. În figura 9 se prezintă variația raportului de rezistivitate de-a lungul unei bare de cobalt care a suferit o singură trecere la topirea zonară.

Dacă fierul se găsește în conținuturi mari, el poate fi eliminat prin extracție cu solvenți organici. Cromatografia cu schimbători de ioni elimină urmele.

Nichelul este bine eliminat chiar și cînd se găsește în cantități relativ mari.

BIBLIOGRAFIE

[1] Morral, E. R. În: J. of Metals, S.U.A., 1958, p. 662.

[2] Hansen, M. *Constitution of binary Alloys*. New York, Mac-Graw-Hill, 1958.

[3] Dinu, M. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 11, 1983, p. 599.

[4] Nardin, M. În: J. Inorg. and Nuclear Chemistry, Olanda, nr. 33, 1971, p. 3035.

[5] Dubois, B., Rocquet, F., Mardin, M. și Vu Quang Kinh. În: Mem. sci. Rev. metal., Franța, 66, 1969, p. 683.

[6] Debrun, J. L. și Albert, Ph. În: Chim. Française, nr. 3, 1969, p. 1020.

[7] Mardin, M. În: Ann. Chim., Franța, nr. 6, 1971, p. 143.

[8] Rondot, B., Antoniuci, P., Montuell, J. și Chaudron, G. În: C. R. Acad. Sci., Paris, 266 C, 1968, p. 363.

[9] Merklen, P. În: C.R. Acad. Sci., Paris, 266 C, 1968 și Scripta Metallurgica, S.U.A., nr. 2, 1968, p. 459.

REVISTA REVISTELOR

Neue Hütte, R.D.G., nr. 9, 1983

Influența microsegregațiilor și conținutului de ferită asupra capacității de laminare oblică a oțelurilor înalt aliate, austenitice Cr-Ni și Cr-Ni-Mo, p. 321 — Deformabilitatea țevilor din oțel înalt aliat la laminarea la rece pe laminoare în pas de pelerin, p. 325 — Curbele de curgere a metalelor și aliajelor în cazul deformării într-una sau mai multe trepte, p. 328 — Posibilități de dezvoltare a fabricării țevilor prin tragere la rece, p. 330 — Experiențe la laminarea la cald a țevilor fără cusătură pe stossbank, p. 332 — Problemele actuale ale laminării la rece a țevilor din oțeluri austenitice inoxidabile, p. 336 — Fabricarea țevilor înalt aliate de dimensiuni reduse, prin procedeul GTA, p. 337 — Posibilitățile influențării grosimii stratului de zinc al sîrmelor de oțel trase, zincate prin cufundare, p. 341 — Istoria tragerii sîrmelor, 290 de ani mărfuri din Freiberg, p. 350 — Al 9-lea Colocviu de tratament termic, p. 358 — Bazele și aplicarea tehnologiilor de tratament termic, p. 358.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 15/16, 1983

Fabricarea pieselor forjate de înaltă calitate în colaborare între oțelărie și forjă, p. 733 — Caje de laminare pentru bare și sîrmă, p. 739 — Echipamente de măsurare pentru determinarea directă a stării active a furnalului, partea I — tehnica de măsurare, p. 753 — Controlul uzurii căptușelii în oțelăria cu insuflare de oxigen de la Hoogowens Ijmuiden, p. 759 — O metodă numerică de apreciere a proprietăților acustice ale cauperelor în legătură cu pulsația de combustie, p. 763 — Procedeu de măsurare pentru determinarea cantitativă fără contact a suprafeței tablelor de caroserii, p. 771.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 17, 1983

Fabricarea și utilizarea tablei subțiri zincate prin cufundare și aluminizate pentru construcția de autoturisme, p. 787 — Tablă subțire zincată electrolitic pentru construcția de autoturisme, p. 790 — Tablă subțire acoperită în special cu praf de zinc pentru industria de autoturisme, p. 793 — Tablă subțire preacoperită pentru industria de autoturisme, p. 799 — Tribologia tablelor preacoperite la ambutisare, p. 801 — Influența temperaturii asupra comportării materialelor și lubrifianților la ambutisarea adîncă a tablelor austenitice, p. 807 — Influența carbonului din suprafață asupra rezistenței la coroziune a tablei de caroserii, p. 813 — Cercetări asupra comportării la umflare a tablei subțiri de înaltă rezistență ținînd seamă de durificare prin influența termică din timpul procesului de lăcuire, p. 819 — Determinarea compoziției totale și difuzibile de hidrogen în cordoanele de sudură și în probele de oțel de dimensiuni mai mari, p. 827 — Instalații de măsurare pentru determinarea directă a stării active a furnalului, partea a 2-a: Măsurări și concluzii pentru exploatare, p. 829.

Fenomene tranzitorii în acționarea mecanismelor hidraulice în metalurgie

II. Presa de extruziune

Dr. ing. B. Pițigoi
IPROLAM – București

CZ: 62–82 : 621.979.25

Spre deosebire de mecanismul relativ simplu al circuitelor închise, exemplificat la acționarea cuptorului cu vatră păşitoare [1], caracterizat prin relația directă pompă – motor, circuitele hidraulice de acționare, deschise, exemplificate prin presa de extruziune, sînt prevăzute cu organe de comandă și acumulatoare de presiune, elemente care generează unde și influențează procesul de propagare a acestora.

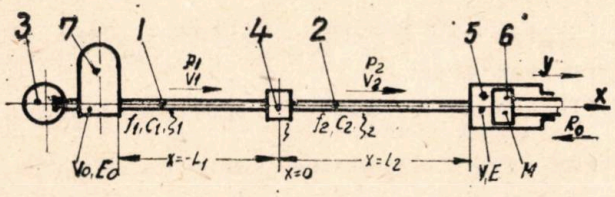


Fig. 1. Schema de calcul pentru analiza procesului:
1, 2 – conducte; *3* – sursa de alimentare; *4* – organul de comandă; *5* – cilindru hidraulic; *6* – piston; *7* – amortizor

La deschiderea organului de comandă, la $t = 0$, parametrii hidraulici ai fluidului din conductele *1* și *2* suferă modificări, descrise de ecuațiile diferențiale ale mișcării tranzitorii ce apare în acel moment:

$$-\frac{\partial p_1}{\partial x} = \rho \frac{\partial v_1}{\partial t} + \zeta_1 v_1; \quad -\frac{\partial v_1}{\partial x} = \frac{1}{E_1} \frac{\partial p_1}{\partial t} \tag{1}$$

$$-\frac{\partial p_2}{\partial x} = \rho \frac{\partial v_2}{\partial t} + \zeta_2 v_2; \quad -\frac{\partial v_2}{\partial x} = \frac{1}{E_2} \cdot \frac{\partial p_2}{\partial t} \tag{2}$$

cu condițiile inițiale:

$$p_1(x, 0) = p_H; \; v_1(x, 0) = 0; \; p_2(x, 0) = p_0$$

$$v_2(x, 0) = 0; \; y(0) = 0; \; dy(0)/dt = 0$$

Se consideră o dependență lineară între presiunea și capacitatea sursei de alimentare,

$$p_* - p_u = k_1(v_{u1} - v_{*1}) \tag{3}$$

unde:

v_{*1} este valoarea vitezei de debitare – stabilizată – a sursei de alimentare corespunzătoare presiunii p^*;

k_1 – coeficientul de proporționalitate determinat de modificarea caracteristicii sursei de alimentare.

Observație: Se disting situațiile în care:

a) $k_1 = 0$ și deci: $p_u = p_* =$ constant – cazul acumulatorului hidraulic cu presiune constantă.

b) $k_1 = \infty$ și deci: $v_{u1} = v_{*1}$ – cazul pompelor volumetrice, cu debit constant.

În punctul de racordare a acumulatorului la rețea, în lipsa rezistențelor hidraulice pe traseul pompă – acumulator, ecuația continuității are forma:

$$v_1(-l_1, t) = v_{u1} - \frac{V_0}{f_1 E_0} \cdot \frac{dp}{dt} \tag{4}$$

din (3) și (4) rezultă condiția limită generalizată la începutul conductei:

$$v_1(-l_1, t) = v_{*1} + \frac{p_* - p_1(-l_1, t)}{k_1} - \frac{V_0}{f_1 E_0}, \quad \frac{\partial p_1(-l_1, t)}{\partial t} \tag{5}$$

din care se poate obține, prin simplificare, condiția inițială la începutul conductei pentru orice sursă de alimentare: acumulator de presiune constantă, pompă volumetrică sau acumulator hidraulic cu volum limitat și presiune variabilă.

Dependențele dintre parametrii de intrare și ieșire din organul de comandă, cu luarea în considerare a rezistenței hidraulice a acestuia ζ, reprezintă condițiile la limită în punctul de racordare a acestuia la conductele *1* și *2*:

$$\begin{aligned} p_2(0, t) &= p_1(0, t) - \zeta v_2(0, t) \\ v_1(0, t) &= \delta v_2(0, t) \end{aligned} \tag{6}$$

unde:

$$\delta = f_2/f_1 \tag{7}$$

La punctul de racord al conductei *2* cu cilindrul, condiția limită constă în respectarea legii continuității la mișcarea pistonului:

$$v_2(l_2, t) = \Omega \frac{dv}{dt} + \frac{V}{f_2 E} \cdot \frac{\partial p_2(l_2, t)}{\partial t}$$

unde:

$$\Omega = F/f_2 \tag{8}$$

În ecuația (8) legea de mișcare a pistonului ține seamă de suma forțelor care acționează asupra lui, care pentru condiția de echilibru la $t > \theta$ are forma:

$$M\frac{d^2y}{dt^2} + h\frac{dy}{dt} + C_v = [p_2(l_2, t) - p_0]F - R''\,\sigma(t-\theta) \quad (9)$$

unde: M este masa părților mobile;

h și C — coeficienți de proporționalitate;

R'' — forța de rezistență; $\theta = l_2/c_2$.

Primul membru al egalității reprezintă suma forțelor de inerție — date de masa pistonului și a părților legate de acesta — de frecare și de rezistență (variabilă cu deplasarea pistonului); al doilea membru al ecuației însumează forțele date de presiunea rezultantă (diferența dintre presiunea livrată de lichidul din conducta *2* și presiunea inițială din cilindru) și de rezistențele ce urmează a fi învinse în procesul de extruziune.

Relațiile de mai sus pot fi rescrise în variabile relative (adimensionale) cu obținerea unor concluzii generale, care, datorită simplificării dependențelor inițiale, nu depind de valorile concrete ale parametrilor sistemului.

Se notează:

$$q_1 = \frac{p_1 - p_0}{\Delta p} \text{ și } q_2 = \frac{p_2 - p_0}{\Delta p}$$

— presiunile relative în conductele *1* și *2* reprezentînd creșterile de presiune tranzitorie, raportate la căderea de presiune Δp dintre cele două conducte;

$$v_1 = \frac{\omega_1 v_1}{\Delta p} \text{ și } v_2 = \frac{\omega_2 v_2}{\Delta p}$$

— vitezele variabile în conductele *1* și *2*, unde $\frac{\Delta p}{\omega_1}$ reprezintă viteza lichidului în unda elastică, care se dezvoltă în conducta *1* cu lichid imobil, în momentul apariției saltului de presiune Δp;

$$z = \frac{\omega_2 v_2}{\Delta p}$$

— deplasarea adimensională a pistonului.

Ecuațiile mișcării tranzitorii, în conductele *1* și *2*, exprimate în variabile dimensionale, au forma:

$$\gamma_1 u_1 + \beta\frac{\partial u_1}{\partial \tau} = -\frac{\partial q_1}{\partial \xi};\quad \beta\frac{\partial q_1}{\partial \tau} = -\frac{\partial u_1}{\partial \xi} \quad (10)$$

$$\gamma_2 u_2 + \frac{\partial u_2}{\partial \tau} = -\frac{\partial q_2}{\partial \xi};\quad \frac{\partial q_2}{\partial \tau} = -\frac{\partial u_2}{\partial \xi} \quad (11)$$

unde:

$$\tau = \frac{t}{\theta};\ \xi = \frac{x}{l};\ \gamma_1' = \frac{\gamma}{\chi};\ \gamma' = \frac{\zeta_{l1}}{\omega_1};\ \xi_{l1} = \zeta_1 l_1$$

$$\gamma_2 = \frac{\zeta_{l2}}{\omega_2};\ \zeta_{l2} = \zeta_2 l_2;$$

$\chi = l_1/l_2$; ω = rezistența de undă

$$\beta = v_1/v_2$$

Condițiile inițiale ale problemei în coordonate adimensionale au forma:

$$q_1(\xi_1, 0) = 1;\ u_1(\xi) = 0;\ q_2(\xi;\ 0);\ v_2(\xi, 0) = 0$$

$$z(0) = 0;\ \frac{dz}{d\tau} = 0 \quad (12)$$

Condiția limită pentru secțiunea conductei care vine în contact cu acumulatorul în variabile adimensionale are forma:

$$u_1(-x, \tau) = \omega_1\left(\frac{v_*}{\Delta p} + \frac{1}{k_1}\right) - \frac{\omega_1}{k_1}q_1(-x, \tau) - \frac{\omega_1 V_0}{f_1 E_0 \theta}\cdot\frac{\partial q(-x, \tau)}{\partial \tau} \quad (13)$$

cu condițiile de unicitate:

$$q_2(0, \tau) = q_1(0, \tau) - \gamma u_2(0, \tau) \quad (14)$$

$$u_1(0, \tau) = \nu u_2(0, \tau) \quad (15)$$

unde: $\gamma = \frac{\zeta}{\omega_2}$ este coeficientul de rezistență locală;

$\nu = \frac{f_2 c_1}{f_2 c_2}$, coeficientul de legătură; $\tau = t/\theta$

Pentru conducta *2*, în punctul de contact cu cilindrul, din condiția de continuitate rezultă:

$$u_2(1, \tau) = \frac{dz}{d\tau} + \frac{1}{\vartheta}\cdot\frac{\partial q(1, \tau)}{\partial \tau} \quad (16)$$

unde: $\vartheta = \frac{f_2 l_2 E}{\rho_0 c_0^2 V}$

energia potențială a mecanismului hidraulic.

Ecuația mișcării pistonului, în variabile adimensionale, ia forma:

$$\frac{d^2z}{d\tau^2} + \chi_0\frac{dz}{d\tau} + \omega_0^2 z = \mu[q_2(1, \tau) - K\sigma(\tau - 1)] \quad (17)$$

cu notaţiile :

$\chi_0 = \frac{\theta h}{M}$ — coeficientul de amortizare a mişcării pistonului, în formă adimensională ;

$\omega_0^2 = \theta^2 \frac{c}{M}$ — pătratul frecvenţei proprii adimensionale a oscilaţiilor pistonului pe elementul elastic cu coeficient de rezistenţă, $C = \frac{E_0 F^2}{V_0}$

$\mu = \varepsilon\Omega^2 = \frac{m_2}{M}\frac{F^2}{f_2^2}$ — variaţia energiei cinetice relative ;

$k = \frac{1}{\Delta p}\left(\frac{R}{F} - p_0\right)$ — coeficientul de rezistenţă constantă.

Cu dependenţele obţinute se aplică transformarea Laplace-Carson exprimată prin formula :

$$F(r) = r\int_0^\infty f(\tau)e^{-r\tau}\cdot d\tau$$

unde s-a notat : $f(\tau)$ — funcţia de transformat, denumită original ; $F(r)$ — reprezentare sau imaginea funcţiei originale, obţinută prin transformare ; r — operatorul de transformare Carson — Laplace.

Ecuaţiile mişcării tranzitorii în conductele *1* şi *2*, exprimate în reprezentare pentru primele două din condiţiile iniţiale (12), sînt :

$$(\gamma_1 + \beta r)U_1 = -\frac{dQ_1}{d\xi}; \quad \beta r(Q_1 - 1) = -\frac{dU_1}{d\xi} \tag{18}$$

$$(\gamma_2 + r)U_2 = -\frac{dQ_2}{d\xi}; \quad rQ_2 - = \frac{dU_2}{d\xi} \tag{19}$$

Expresiile (18) şi (19) reprezintă două sisteme de ecuaţii diferenţiale — totale — de ordinul întîi. Condiţia limită la începutul conductei *1* este :

$$U_1(-\varkappa, r) = \frac{1}{s_1} + \Gamma(r)[1 - Q_1(-\varkappa, r)] \tag{20}$$

unde :

$$s_1 - \frac{\Delta p}{\omega, v_{*1}}; \quad \Gamma(r) = \frac{\omega_1}{k_1} + \frac{r}{\vartheta_0}; \quad \vartheta_0 =$$

$$= \frac{\vartheta_1'}{\alpha}; \quad \vartheta_1' - \frac{E_0 V_1}{V_0 E_1}$$

$$\alpha = \theta_1/\theta$$

Condiţiile la limită, la joncţiunea celor două conducte, sînt :

$$\begin{aligned} Q_2(0, r) &= Q_1(0, r) - \gamma U_2(0, r); \\ U_1(0, r) &= \nu U_2(0, r) \end{aligned} \tag{21}$$

Condiţiile la limită, la intrarea în cilindru sînt :

$$\begin{aligned} \frac{U_2(1, r)}{r} &= Z(r) + \frac{Q_2(1, r)}{\vartheta}; \\ r\Lambda(r)Z(r) &= Q_2(1, r) - Ke^{-r} \end{aligned} \tag{22}$$

unde :

$\Lambda(r) = \frac{1}{\mu r}(r^2 + \chi_0 r + \omega_0^2)$; iar Z — reprezentarea funcţiei z.

Soluţiile sistemului de ecuaţii ale mişcării nepermanente a lichidului în conducta *1* au forma :

$$Q_1(\xi, r) = A_1 ch\lambda_1\xi + B_1 sh\lambda_1\xi + 1 \tag{23}$$

$$U_1(\xi, r) = -\frac{\beta r}{\lambda_1}(A_1 sh\lambda_1\xi + B_1 ch\lambda_1\xi) \tag{24}$$

unde :

$$\lambda_1 = \beta r\sqrt{1 + \frac{\gamma_1}{\beta r}} \tag{25}$$

Ecuaţiile conductei *2* sînt satisfăcute de soluţiile :

$$\begin{aligned} Q_2(\xi, r) &= A_2 ch\,\lambda_2\xi + B_2 sh\,\lambda_2\xi \\ U_2(\xi, r) &= \frac{-r}{\lambda_2}(A_2 sh\,\lambda_2\xi + B_2 ch\lambda_2\,\xi) \end{aligned} \tag{26}$$

unde : $\lambda_2 = r\sqrt{1 + \frac{\gamma_2}{r}}$

Constantele arbitrare rezultă din condiţiile la limită :

$$A_1 = G - 1 - \frac{\left(H - \frac{\gamma r}{\lambda_2}\right)G_0}{H + P} \tag{27}$$

$$B_1 = -\frac{\nu\lambda_1 G_0}{B\lambda_2(H + P)} \tag{28}$$

$$A_2 = G - \frac{HG_0}{H + P} \tag{29}$$

$$B_2 = -\frac{G_0}{H + P} \tag{30}$$

Expresiile transformate conţin o serie de parametri, determinaţi din următoarele dependenţe :

$$G(r) = 1 + \frac{1}{S_1 \frac{\beta r}{\lambda_1}\left(sh\ \lambda_1 \varkappa + \Gamma\ (r) ch\ \lambda_1 \varkappa\right)}$$

$$H(r) = \frac{\gamma r}{\lambda_2} + \frac{\nu}{\beta} \cdot \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \cdot \frac{\frac{\beta r}{\lambda_1} ch\ \lambda_1 \varkappa + \Gamma(r) sh\ \lambda_1 \varkappa}{\frac{\beta r}{\lambda_1} sh\ \lambda_1 \varkappa + \Gamma(r) ch\ \lambda_2 \varkappa}$$

$$P(r) = \frac{P_1(r)}{P_0(r)};\ \text{iar}$$

$$G_0(r) = G(r) - \frac{ke^{-r}}{P_0(r)}$$

$$P_1(r) = sh\lambda_2 + r\lambda(r) \cdot \left(\frac{ch\ \lambda_2}{\lambda_2} + \frac{sh\ \lambda_2}{\vartheta^*}\right)$$

$$P_0(r) = ch\lambda_2 + r\Lambda(r) \cdot \left(\frac{sh\ \lambda_2}{\lambda_2} + \frac{ch\ \lambda_2}{\vartheta^*}\right)$$

Funcţia transformată a deplasării pistonului rezultă din înlocuirea expresiilor (25) şi (26) în prima relaţie (22), cu luarea în considerare a valorilor constantelor arbitrare obţinute în (29) şi (30) :

$$Z(r) = \frac{1}{H + P}\left[G_0(r) \cdot \left(\frac{ch\ \lambda_2}{\lambda_2} + \frac{sh\ \lambda_2}{\vartheta^*}\right) - \left(PG + \frac{HKe^{-r}}{P_0}\right) \times \left(\frac{sh\ \lambda_2}{\lambda_2} + \frac{ch\ \lambda_2}{\vartheta^*}\right)\right] \quad (31)$$

Pentru determinarea funcţiilor tranzitorii ale deplasării pistonului $z(\tau)$, ale presiunii $q_1(\xi, \tau)$ şi $q_2(\xi, \tau)$ şi ale vitezelor lichidului $u_1(\xi, \tau)$ şi $u_2(\xi, \tau)$ în conductele *1* şi *2*, se folosesc teoremele de dezvoltare ale calculului operaţional.

Pentru cazul sursei de alimentare de la un acumulator hidraulic de presiune constantă : $p_u = p_* = \text{ct}$ şi $k_1 = 0$, iar $\Gamma(r) = \infty$ rezultă :

$$G(r) = 1\ ;\ H(r) = \frac{\gamma r}{\lambda_2} + \frac{\nu}{\beta} \times \frac{\lambda_1}{\lambda_2} + th\lambda_1 \varkappa$$

$$G_0(r) = 1 - \frac{Ke^{-r}}{P_0(r)}$$

Neglijînd rezistenţele hidraulice longitudinale $\xi_1 = \xi_2 = 0$ dinamica procesului tranzitoriu se simplifică : $\gamma_1 = \gamma = 0$, iar $\lambda_1 = \beta r$; $\lambda_2 = r$, care introduse în expresiile constantelor arbitrare permit rescrierea lor sub forma :

$$A_1 = \frac{\nu\ th\ \alpha r}{H + P}\left(1 - \frac{Ke^{-r}}{P_0}\right);$$

$$A_2 = \frac{1}{H + P}\left(P + \frac{KH\ e^{-r}}{P_0}\right)$$

$$B_1 = -\frac{\partial}{H + P}\left(1 - \frac{Ke^{-r}}{P_0}\right)$$

$$B_2 = \frac{1}{H + P}\left(1 - \frac{Ke^{-r}}{P_0}\right)$$

unde :

$$H = \gamma + \nu th\ \alpha r\ ;\ P = \frac{P_1}{P_0}$$

$$P_0 = chr + \Lambda(r)\left(shr + \frac{r}{\vartheta}\ chr\right)$$

$$P_1 = shr + \lambda(r)\left(chr + \frac{r}{\vartheta}\ shr\right)$$

Funcţiile transformate, ale presiunii şi vitezei în conductele *1* şi *2*, se obţin prin înlocuirea constantelor arbitrare din (23) şi (24) cu valorile de mai sus :

$$+ Q_1(\xi, r) = 1 - \frac{\vartheta}{H(r) + P(r)}\left(1 - \frac{Ke^{-r}}{P_0(r)}\right) \cdot (th\ \alpha r ch\ \xi r + sh\ \beta\ \xi r)$$

$$+ U_1(\xi, r) = \frac{\nu}{H(r) + P(r)}\left(1 - \frac{Ke^{-r}}{P_0(r)}\right) \cdot (th\ \alpha\ r sh\ \beta\ \xi r + ch\ \beta\ \xi r)$$

$$+ Q_2(\xi, r) = + \frac{1}{H(r) + P(r)} \times \left[\left(P(r) + \frac{K\,H(r)\,e^{-r}}{P_0(r)}\right) ch\xi r - \left(1 - \frac{Ke^{-r}}{P_0(r)}\ sh\ \xi r\right)\right]$$

$$+ U_2(\xi, r) = - \frac{1}{H(r) + P(r)} + \left[\left(P(r) + \frac{K\,H(r)e^{-r}}{P_0(r)}\right) sh\ \xi r - \left(1 - \frac{Ke^{-r}}{P_0(r)}\ ch\ \xi r\right)\right.$$

Folosind dependentele (40), rezultă funcţia transformată a deplasării pistonului:

$$Z(r) = \frac{1}{r\Lambda(r)}\left\{\frac{1}{H(r)+P(r)} \times \left[(P(r) + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \frac{KH(r)e^{-r}}{P_0(r)}\right) chr - \left(1 - \frac{Ke^{-r}}{P_0(r)}\right) chr\right] - Ke^{-r}\right\}$$

Trecerea la originalele funcţiilor transformate obţinute se face prin înlocuirea funcţiilor hiperbolice cu exponenţiale dezvoltate în serii, iar căutarea originalului fiecărui membru şi compunerea lor se realizează pe baza teoremei întîrzierii dependentelor finale, care determină oscilaţiile presiunii şi vitezei în conducte şi deplasarea pistonului în procesul tranzitoriu.

Pentru intervalul de timp $0 < \tau \leqslant 4\alpha - \beta\xi$ cu folosirea dezvoltărilor intermediare, se obţine pentru conducta *1*:

$$\begin{aligned} q_1(\xi, \tau) = 1 + \nu\{ & - S_0\sigma(\tau + \beta\xi) + \\ & + (S_0 - S_1)\,\sigma(\tau - 2\alpha + \beta\xi) + \\ & + S_0\sigma(\tau - 2\alpha - \beta\xi) - \\ & - (S_0 - S_1)\sigma(\tau - 4\alpha - \beta\xi) - \\ & - [(S_0 + S_2)\,\varphi_1(\tau - 2 + \beta\xi) - \\ & - 2KS_0\varphi_2 \times (\tau - 2 + \beta\xi)]\cdot \\ & \cdot \sigma(\tau - 2 + \beta\xi) + [(S_0 + \\ & + S_2)\varphi_1(\tau - 2 - 2\alpha - \beta\xi)] - \\ & - 2KS_0\varphi_2(\tau - 2 - 2\alpha - \beta\xi)]\cdot \\ & \cdot \sigma(\tau - 2 - 2\alpha - \beta\xi)\} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} u_1(\xi, \tau) = & - \nu\{ - S_0\sigma(\tau + \beta\xi) + \\ & + (S_0 - S_1)\sigma(\tau - 2\alpha + \beta\xi) - \\ & - S_0\sigma(\tau - 2 - \beta\xi) + \\ & + (S_0 - S_1)\sigma(\tau - 4\alpha - \beta\xi) - \\ & - [(S_0 + S_2)\varphi_1(\tau - 2 + \beta\xi) - \\ & - 2KS_0\varphi_2 \times (\tau - 2 + \beta\xi)]\cdot \\ & \cdot \sigma(\tau - 2 + \beta\xi) - [(S_0 + \\ & + S_2)\varphi_1(\tau - 2 - 2\alpha - \xi\beta) - \\ & - 2KS_0\varphi_2(\tau - 2 - 2a - \beta\xi)]\cdot \\ & \cdot \sigma(\tau - 2 - 2a - \beta\xi)\} \end{aligned}$$

Coeficienţii de trecere care intră în aceste expresii sînt:

$$S_0 = \frac{1}{1+S};\quad S_1 = 2\nu S_0^2;\quad S_2 = (1-S)S_0^2;$$

$$a = \vartheta\omega_0,$$

iar $S = \gamma + \nu$ este coeficientul de legătură generalizat.

Pentru intervalul de timp $0 < \tau \leqslant 4\alpha + \xi$, funcţiile tranzitorii ale presiunii şi vitezei în conducta *2* au forma:

$$\begin{aligned} q_2(\xi, \tau) = & S_0\sigma(\tau - \xi) - \\ & - [S_0\varphi_1(\tau - 2 + \xi) - \\ & - K\varphi_2(\tau - 2 + \xi)]\sigma(\tau - 2 + \\ & + \xi) + [S_2\varphi_1(\tau - 2 - \xi) - \\ & - S_3K\varphi_1(\tau - 2 - \xi)]\sigma(\tau - 2 - \\ & - \xi) + S_1\sigma(\tau - 2\alpha - \xi) - \\ & - S_1\varphi_1(\tau - 2 - 2a + \xi)\cdot \\ & \cdot \sigma(\tau - 2 - 2a + \xi) - \\ & - [S_2\varphi_3(\tau - 4 + \xi) - \\ & - S_3K\varphi_4(\tau - 4 + \xi)]\cdot \\ & \cdot \sigma(\tau - 4 + \xi) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} u_2(\xi, \tau) = & S_0\sigma(\tau - \xi) + \\ & + [S_0\varphi_1(\tau - 2 + \xi) - \\ & - K\varphi_2(\tau - 2 + \xi)]\,\sigma(\tau - 2 + \\ & + \xi) + [S_2\varphi_1(\tau - 2 - \xi) - \\ & - S_3K\varphi_2(\tau - 2 - \xi)]\,\sigma(\tau - \\ & - 2 - \xi) + S_1\sigma(\tau - 2\alpha - \xi) + \\ & + S_1\varphi_1(\tau - 2 - 2\alpha + \xi)\cdot \\ & \cdot \sigma(\tau - 2 - 2\alpha + \xi) + \\ & + [S_3\varphi_2(\tau - 4 + \xi) - \\ & - S_3K_4\varphi_4(\tau - 4 + \xi)] \\ & \sigma(\tau - 4 + \xi) \end{aligned}$$

$S_3 = (1 - S)S_0$ este coeficientul de trecere.

Funcţia tranzitorie a deplasării pistonului în gama $0 < \tau \leqslant 1 + 4\alpha$ are forma:

$$\begin{aligned} z(\tau) = & [(S_0 - K)\varphi_5(\tau - 1) - \\ & - S_0\varphi_6(\tau - 1) + k\varphi_7(\tau - 1)]\sigma(\tau - \\ & - 1) + S_1[\varphi_5(\tau - 1 - 2\alpha) - \\ & - \varphi_6(\tau - 1 - 2\alpha)]\sigma(\tau - 1 - 2\alpha) + \\ & + [S_2\varphi_7(\tau - 3) - S_2\varphi_8(\tau - 3) - \\ & - KS_3\varphi_7(\tau - 3) + KS_3\varphi_9(\tau - \\ & - 3)] \times \sigma(\tau - 3) \end{aligned}$$

Expresiile funcţiilor de reflectare de la cilindrul cu piston au formulări generale; pentru cazul cilindrului cu volum redus de lichid şi deci cu deformare elastică a lichidului din cilindru,

neglijabilă, funcţiile de reflectare se exprimă prin relaţiile :

$$\varphi_1(\tau) = -\left(1 - \frac{2\mu}{\omega} \cdot e^{-\chi\tau} \sin \omega\tau\right) \quad (32)$$

unde :

$$\omega = \sqrt{\omega_0^2 - \chi_0^2}; \quad 2\chi = \mu + \chi_0$$

Relaţia de mai sus este reală la $\omega_0^2 > \chi_0^2$; dacă $\chi_0^2 > \omega_0^2$ funcţia de trecere $\varphi_1(\tau)$ arată astfel :

$$\varphi_1(\tau) = -\left(1 - \frac{\mu}{\omega'} \cdot e^{-\chi\tau} sh\, \omega'\tau\right) \quad (33)$$

unde :

$$\omega' = \sqrt{\chi^2 - \omega_0^2}$$

Următoarele funcţii de reflectare se exprimă prin :

$$\varphi_2(\tau) = \frac{\mu}{\omega} e^{-\chi\tau} \sin \omega\tau; \; pt \cdot \omega_0^2 > \chi_0^2 \quad (34)$$

sau

$$\varphi_2(\tau) = \frac{\mu}{\omega'} \cdot e^{-\chi\tau} sh\, \omega'\tau; \; pt \cdot \omega_0^2 < \chi^2 \quad (35)$$

Funcţiile de reflectare de mai sus se simplifică dacă $C = 0$ şi deci $\omega_0 = 0$, ceea ce înseamnă că forţa de rezistenţă se menţine constantă la mersul pistonului :

$$\varphi_{M1}(\tau) = -\left[1 - \frac{\mu}{\chi}(1 - e^{-2\chi\tau})\right] \quad (36)$$

$$\varphi_{M2}(\tau) = \frac{1}{2\chi}(1 - e^{-1\chi\tau}) \quad (37)$$

Expresiile celorlalte funcţii de reflectare, reale atît pentru cazul prezenţei forţei de rezistenţă proporţională cu deplasarea pistonului, cît şi în cazul cînd aceasta lipseşte, se dau sub formă generală :

$$\varphi_3(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi_1(T)\varphi_1(\tau - T)\, dT \quad (38)$$

$$\varphi_4(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi_2(T)\, \varphi_2(\tau - T)\, dT \quad (39)$$

$$\varphi_5\, \tau() = \mu\left[\frac{1}{n_1 n_2} + \frac{\exp(-n_1\tau)}{n_1(n_1 - n_2)} - \frac{\exp(-n_2\tau)}{n_2(n_1 - n_2)}\right]$$

unde : (39′)

$$n_1 = \frac{\chi_0}{2} - \sqrt{\frac{\chi_0^2}{4} - \omega_0^2}; \; n_2 = \frac{\chi_0}{2} + \sqrt{\frac{\chi^2}{4} - \omega_0^2},$$

iar T funcţia de integrat.

$$\varphi_6(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi_1(T)\varphi_5(\tau - T)dT \quad (40)$$

$$\varphi_7(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi_2(T)\varphi_5(\tau - T)dT \quad (41)$$

$$\varphi_8(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi_3(T)\varphi_5(\tau - T)dT \quad (42)$$

$$\varphi_9(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi_4(T)\, \varphi_5(\tau - T)dT \quad (43)$$

$$\varphi_{M3}(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi M_1(T)\varphi M_1(\tau - T)dT \quad (44)$$

$$\varphi_{M4}(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi_{M1}(\tau)\varphi_{M2}(\tau - T)dT \quad (45)$$

$$\varphi_{M5}(\tau) = \varphi_5(\tau) \quad (46)$$

$$\varphi_{M6}(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi_{M1}(T)\varphi_5(\tau - T)dT \quad (47)$$

$$\varphi_{M7}(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi_{M2}(T)\varphi_5(\tau - T)dT \quad (48)$$

$$\varphi_{M8}(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi_{M3}(T)\varphi_5(\tau - T)dT \quad (49)$$

$$\varphi_{M9}(\tau) = \frac{d}{d\tau}\int_0^\tau \varphi_{M4}(T)\varphi_5(\tau - T)dT \quad (49')$$

În practica de proiectare şi de cacul a sistemelor hidraulice este adesea necesară determinarea rapidă a sarcinilor maxime, care apar în condiţiile cele mai grele, fără o analiză completă şi detaliată a procesului ondulatoriu, folosind formule simple care să ţină seamă de influenţa parametrilor fizici şi constructivi ai sistemului asupra presiunilor de vîrf, cu scopul asigurării unei funcţionări bune a mecanismului hidraulic.

Aceste formule simple, deduse din dependențele generale mai sus prezentate, arată că valorile periculoase ale presiunii care apar în procesul tranzitoriu ondulatoriu depind de raportul suprafețelor f_1 și f_2, de raportul vitezelor de propagare a undelor elastice în conductele *1* și *2* și de mărimea rezistenței hidraulice a ventilului.

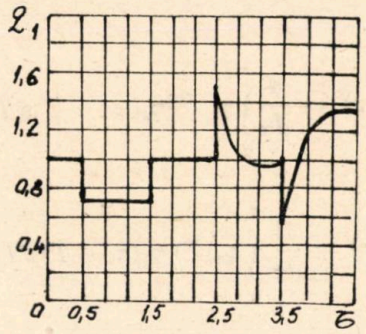


Fig. 2. Variația presiunii la mijlocul conductei *1*

La deschiderea ventilului în secțiunea adiacentă din conducta *1*, presiunea scade cu valoarea νS_0, iar în secțiunea conductei *2* adiacentă la ventil, presiunea crește pînă la valoarea $q_2 = S_0$; se formează și se propagă către sursa de alimentare în conducta *1* o undă de presiune care reduce presiunea în conductă cu νS_0. Presiunea în conductă devine egală cu :

$$q_{1*} = 1 - \nu S_0 \qquad (50)$$

care exprimată în mărimi dimensionale este egală cu :

$$p_{1*} = p_0 + \Delta p(1 - \nu S_0), \qquad (51)$$

Cînd lipsește rezistența în ventil la $\gamma = 0$, iar $f_1 = f_2$; $\nu = 1$ și $S_0 = 0{,}5$, conform (50), $p_* = 0{,}5$ sau $p_1 = \frac{p_u + p_0}{2}$, adică presiunea stabilizată în conducta *1* este egală cu semisuma presiunilor inițiale din conductele *1* și *2*.

Prezența rezistenței hidraulice duce la creșterea primei unde în conducta *1*, iar creșterea raportului f_2/f_1 generează scăderea acestei presiuni.

Parcurgînd toată lungimea conductei *1*, unda formată la supapă atinge sursa de alimentare și se reflectă de la ea. La reflectare, presiunea undei crește pînă la $q = 1$ și restabilește în deplasarea ei către supapă, în toată conducat *1*, presiunea inițială, egală cu presiunea sursei de alimentare :

$$q_1 = 1 \qquad \text{sau } p_1 = p_u \qquad (51')$$

De observat că variația presiunii în unda reflectată în conducta *1* nu depinde de rezistența hidraulică a ventilului și nici de raportul suprafețelor celor două conducte.

La deschiderea ventilului, în conducta *2* se formează de asemenea o undă elastică ridicînd presiunea în aceasta pînă la valoarea :

$$q_{2*} = S_0 \qquad (54)$$

sau

$$p_{2*} = p_0 + \Delta p - S_0, \qquad (55)$$

valori care depind de rezistența hidraulică a ventilului, de raportul vitezelor de propagare a undelor elastice în cele două conducte și de raportul f_1/f_2.

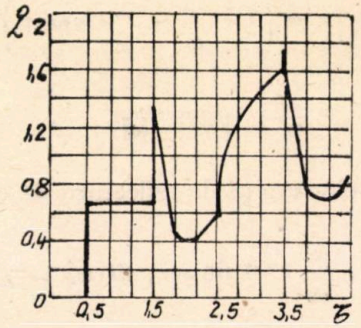


Fig. 3. Variația presiunii la mijlocul conductei *2*

Pentru $\gamma = 0$ și $\nu = 1$; $S_0 = 0{,}5$ rezultă $q_2 = 0{,}5$ și $p_2 = \frac{p_u + p_0}{2}$ adică presiunile primelor unde generate în conductele *1* și *2* sînt egale.

Creșterea rezistenței hidraulice a supapei și a raportului f_2/f_1 conduce la scăderea presiunii primei unde în conducta *2*. Pentru $\nu = 0$, cînd $f_1 \gg f_2$, $S_0 = \frac{1}{1+\gamma}$ și valoarea presiunii primei unde directe în conducta *2* se exprimă prin : $q_{2*} = \frac{1}{1+\gamma}$, iar dacă rezistența hidraulică a ventilului lipsește, $\gamma = 0$; $q_{2*} = p_u$. Este cazul în care conducta *1* lipsește, iar ventilul este montat pe acumulatorul hidraulic.

În această situație, la deschiderea supapei, unda de presiune formată se propagă către piston, atingînd valoarea maximă, apropiată de aceea a presiunii din acumulator. Reflectîndu-se de la piston, presiunea undei are valoarea :

$$q_{2**} = 2S_0 \qquad (56)$$

sau în variabile dimensionale :

$$p_{2**} = p_0 + 2\Delta p S_0 \qquad (57)$$

Din (54) și (56) rezultă că la reflectarea de la piston are loc dublarea presiunii relative a primei unde. Acest salt de presiune depinde, așa cum rezultă din ultimele două relații, atît

de rezistența hidraulică a ventilului, cît și de raportul f_1/f_2 și de cel al vitezelor de propagare a undelor elastice în cele două conducte. În lipsa rezistenței hidraulice a supapei $\gamma = 0$ și pentru $\nu = 1$ rezultă $S_0 = 0{,}5$ și $q_{2***} = 1$ sau în formă adimensională :

$$p_{2***} = p_u$$

Rezultă că, în condițiile indicate, presiunea primei unde reflectate de la piston, ce se propagă în conducta *2*, este egală cu presiunea undei inițiale în conducta *1*. Prezența rezistenței hidraulice a supapei duce la reducerea presiunii de reflectare. Pentru $f_1 \gg f_2$, adică la așezarea ventilului nemijlocit la acumulator, se obține cea mai mare valoare a presiunii undei directe reflectate de la piston. În acest caz, presiunea maximă la reflectarea de la piston se determină prin egalitatea :

$q_{2***} = 2/1 + \gamma$, iar în lipsa rezistenței hidraulice se obține la ventil :

$$q_{2**} = 2 \qquad (58)$$

sau

$$p_{2***} = p_0 + 2\Delta p \qquad (59)$$

În cazuri izolate, cînd presiunea inițială în conductă este egală cu zero, mărimea maximă a presiunii care ia naștere în urma reflectării primei unde de la piston este egală cu $p_{2**} = 2p_u$, adică cu dublul presiunii acumulatorului hidraulic.

Parcurgînd toată conducta *2* de la cilindru la ventil, unda reflectată de la piston trece în conducta *1*, cu o reflectare parțială la ventil. În conducta *1* are loc un proces complex de suprapunere a undelor reflectate de la sursa de presiune, de la ventil și de la piston.

În această împrejurare, presiunea tranzitorie maximă din conducta *1* se exprimă cu relația :

$$q_{1max} + 1\nu(2S_0 - S_1 + S_2) \qquad (60$$

sau în mărimi dimensionale :

$$p_{1max} = p_0 + \Delta p[1 + \nu(2S_0 - S_1 + S_2)] \qquad (61)$$

Pentru $\gamma = 0$; $c_1 = c_2$; $f_1 = 1{,}5\, f_2$, din egalitatea (60), rezultă $q_1 = 1{,}555$ — valoarea maximă a presiunii tranzitorii analizate, mărime extremă datorată în special raportului $f_1/f_2 = 1{,}5$ considerat ca fiind cel mai defavorabil. În mod analog, se determină presiunea maximă din conducta *2*, cînd unda generată la ventil în conducta *1* se reflectă de la sursa de presiune, traversează conducta *1*, ventilul, conducta *2* și se reflectă din nou, de această dată de la piston ; se obține :

$$q_{2max} = 2(S_0 + S_1 - S_2) \qquad (62)$$

sau în mărimi dimensionale :

$$p_{2max} = p_0 + 2\Delta p(S_0 + Sc_1 - S_2) \qquad (63)$$

Cea de a doua undă reflectată de la piston propagă saltul de presiune format, de-a lungul conductei *2* ; acest salt poate avea mărimi variabile în funcție de parametrii geometrici și hidraulici ai sistemului. Pentru $\gamma = 0$; $c_1 = c_2$ și $f_1 = f_2$

$$q_{2max} = 2 \qquad (64)$$

iar dimensional :

$$p_{2max} = p_0 + 2\Delta p \qquad (65)$$

Deci, pentru condițiile enunțate, valoarea maximă a celei de a doua undă reflectată este egală cu presiunea inițială din conducta *2*, la care se adaugă dublul căderii de presiune la ventil ; în ipoteza că presiunea inițială din conducta *2* este egală cu zero, valoarea maximă a presiunii în cea de a doua undă reflectată de la piston devine egală cu de două ori presiunea sursei de alimentare.

Compararea mărimilor presiunilor primei și celei de a doua unde reflectate de la piston arată că pentru $f_1 = f_2$ valoarea maximă a presiunii se obține la reflectarea de la piston a celei de a doua unde care mai înainte fusese reflectată de la sursa de presiune. Se poate demonstra că pentru $f_1 = 3f_2$, presiunile primei și celei de a doua unde reflectate de la piston sînt egale :

$$q_{2max} = 1{,}5$$

De asemenea se poate arăta că devierea mărimii ν de la valoarea $\nu = 1/3$, într-un sens sau altul, conduce la variația presiunii primei sau celei de a doua unde reflectate de la piston. Din analiza expresiei $\nu = \dfrac{f_2 c_1}{f_1 c_2}$, rezultă că raportul secțiunilor celor două conducte influențează în mod invers valoarea saltului de presiune față de influența raportului vitezelor de propagare.

În sfîrșit, creșterea energiei cinetice relative conduce la scăderea presiunii la piston, la reflectarea undelor de la acesta și că, prin urmare, conduce la o scurtare a duratei de propagare a perturbațiilor tranzitorii. Din expresia : $\mu = -\dfrac{m_2}{M} \cdot \dfrac{F^2}{f^2}$, rezultă că pentru creșterea ener-

giei cinetice relative este necesar să crească raportul masei de lichid din conducta *2*/masa părților mobile și raportul suprafețelor piston/conducta *2*.

După reflectarea de la piston a primei și a celei de a doua unde, în conductele *1* și *2* au loc noi salturi ale presiunii, care sînt generate

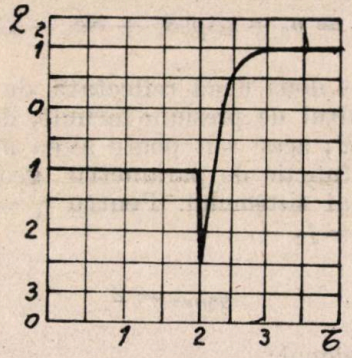


Fig. 4. Variația presiunii în conducta *2* la închiderea ventilului

de reflectarea repetată a undelor, de la sursa de presiune, de la ventil și de la piston. Dar salturile următoare nu ating valorile mărimilor mai sus studiate. Cu trecerea timpului, oscilațiile conductelor dispar, și în conducte se stabilizează presiunea constantă a sursei de alimentare.

La timpul $t = 0$, se comandă închiderea organului de comandă și în conducta *2* apare un proces de undă care se propagă la cilindru. Condițiile inițiale ale procesului sînt:

$$\begin{aligned} &p_2(x_1 0) = p_{02} + \zeta v_{02} t(l_2 - x); \\ &v_2(x,\ 0) = v_{02};\ v(0) = 0 \end{aligned} \tag{66}$$

unde v este viteza pistonului.
Condițiile la limită sînt:

$$v_{02} = \Omega v_0 \tag{67}$$

$$v_2(0,\ t) = 0 \tag{68}$$

$$v_2(l,\ t) = \Omega v(t) + \frac{V}{f_2 E} \cdot \frac{\partial p(l_2,\ t)}{\partial t} \tag{69}$$

$$M \frac{dv}{dt} + hv = p(l_2,\ t)F - R \tag{70}$$

Din ultima relație pentru $\frac{dv}{dt} = 0$ rezultă:

$$p_{02} F = h v_0 + R \tag{71}$$

Pentru ecuația de mișcare a pistonului se obține:

$$M \frac{dv}{dt} + h(v - v_0) = [p(l_2, t) - p_{02}]F \tag{72}$$

În valorile dimensionale se folosesc expresiile:

$$q_2 = \frac{p_2 - p_{02}}{\omega_2 v_{02}} \tag{73}$$

$$u_2 = \frac{v_2 - v_{02}}{v_{02}} \tag{74}$$

$u = \frac{v - v_0}{v_0}$ — viteza dimensională a pistonului (75).

Ecuațiile diferențiale ale mișcării din conducta *2* în variabile dimensionabile iau forma:

$$\gamma_2(1 + u_2) + \frac{\partial u_2}{\partial \tau} = -\frac{\partial q_2}{\partial \xi};\ \frac{\partial q_2}{\partial \tau} = -\frac{\partial u_2}{\partial \xi} \tag{76}$$

Condițiile inițiale în variabile adimensionale:

$$q_2(\xi,\ 0) = \gamma_2(1 - \xi);\ u_2(\xi,\ 0) = 0;\ u(0) = 0 \tag{77}$$

La limita dintre conductă și ventil:

$$u_2(0,\ \tau) = -1, \tag{78}$$

iar la limita dintre conductă și cilindru:

$$u_2(1,\ \tau) = u(\tau) + \frac{1}{\vartheta} \cdot \frac{\partial q_2(1,\ \tau)}{\partial \tau} \tag{79}$$

Ecuația mișcării pistonului rezultă din transformarea expresiei (72):

$$\frac{du}{dt} + \chi_0 u = \mu q_2(1,\ \tau) \tag{80}$$

Ecuațiile diferențiale ale mișcării din conducta *2* în domeniul reprezentărilor ia forma:

$$\begin{aligned} &\gamma_2 + (\gamma_2 + r)U_2 = -\frac{dQ_2}{d\xi}; \\ &r[Q_2 - \gamma_2(1 - \xi)] = -\frac{dU_2}{d\xi} \end{aligned} \tag{81}$$

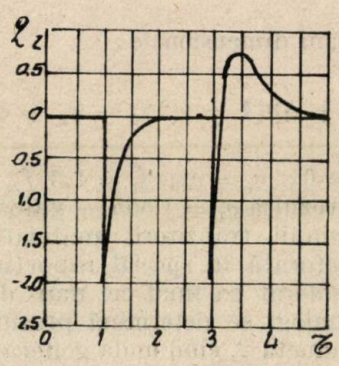


Fig. 5. Variația presiunii în interiorul cilindrilor la închiderea ventilului

Condiţiile limită în forma de operare sînt :

$$U_2(0, r) = -1; \; pt\xi = 0 \tag{82}$$

$$U_2(1, r) = U(r) + \frac{r}{\partial} Q_2(1, r), \; pt\xi = 1 \tag{83}$$

$U(r)(r + \chi_0) = \mu Q_2(1, r)$ ecuaţia de mişcare a pistonului. (84)

Sistemul de ecuaţii diferenţiale (81) are următoarea rezolvare în stare de operare :

$$\begin{aligned} Q_2(\xi, r) &= A_3 ch\lambda_2\xi + B_3 sh\lambda_2\xi + \gamma_2(1 - \xi) \\ U_2(\xi, r) &= \frac{-r}{\lambda_2}(A_3 sh\lambda_2\xi + B_3 ch\lambda_2\xi) \end{aligned} \tag{85}$$

Constantele arbitrare rezultă din condiţiile limită :

$$A_3 = -\frac{\frac{\lambda_2}{r}\left[\frac{r}{\lambda_2} ch\lambda_2 + \left(\frac{r}{\vartheta} + \frac{\mu}{r + \chi_0}\right) sh\ \lambda_2\right]}{\frac{r}{\lambda_2} sh\ \lambda_2 + \left(\frac{r}{\vartheta} + \frac{\mu}{r + \chi_0}\right) ch\ \lambda_2} \tag{86}$$

$$B_3 = \frac{\lambda_2}{r} \tag{87}$$

Din relaţiile (84), (85), (86), (87) se obţine funcţia transformată a vitezei pistonului :

$$U(r) = -\frac{\mu}{r + \chi_0} \cdot \frac{1}{\frac{r}{\lambda_2} sh\ \lambda_2 + \left(\frac{r}{\vartheta} + \frac{\mu}{r + \chi_0}\right) ch\ \lambda_2} \tag{88}$$

Neglijînd rezistenţa hidraulică a conductei, pentru $\gamma_2 = 0$ şi $\lambda_2 = 0$, se deduc expresii simple pentru determinarea constantelor arbitrare :

$$A_3 = -P(r); \quad B_3 = 1,$$

cu ajutorul cărora se obţin următoarele expresii ale funcţiilor de transformare a presiunii şi vitezei lichidului în conducta *2* :

$$Q_2(\xi, r) = -P(r)\, ch\xi r + sh\xi r$$

$$U_2(\xi, r) = P(r)\, sh\xi r - ch\ \xi r$$

Pentru viteză pistonului :

$$U(r) = -\frac{1}{P_0(r)}$$

În intervalul $0 < \tau < 4 + \xi$, funcţiile presiunii şi vitezei au forma :

$$\begin{aligned} q_2(\xi, \tau) = &-\sigma(\tau - \xi) + \\ &+ \varphi_1^0(\tau - 2 + \xi)\sigma(\tau - 2 + \xi) + \\ &+ \varphi_1^0(\tau - 2 - \xi)\sigma(\tau - 2 - \xi) - \\ &- \varphi_3^0(\tau - 4 + \xi)\sigma(\tau - 4 + \xi) \end{aligned} \tag{89}$$

$$\begin{aligned} u_2(\xi, \tau) = &-\sigma(\tau - \xi) - \\ &- \varphi_0^1(\tau - 2 + \xi)\sigma(\tau - 2 + \xi) + \\ &+ \varphi_0^1(\tau - 2 - \xi)\sigma(\tau - 2 - \xi) + \\ &+ \varphi_0^3(\tau - 4 + \xi)\sigma(\tau - 4 + \xi) \end{aligned} \tag{90}$$

Funcţia de trecere a pistonului, în gama $0 < \tau < 5$, este :

$$\begin{aligned} u(\tau) = &-\varphi_2'(\tau - 1)\sigma(\tau - 1) + \\ &+ \varphi_4^0(\tau - 3)\sigma(\sigma - 3) \end{aligned} \tag{91}$$

Funcţiile de reflectare folosite aici sînt $\varphi_1^0(\tau)$, $\varphi_2^0(\tau)$, $\varphi_3^0(\tau)$, avînd forma dedusă din exprimarea generală, cu luarea în considerare a simplificărilor considerate, exprimate mai sus :

$$\varphi_{M1}, \; \varphi_{M2}, \; \varphi_{M3}, \; \ldots$$

Aşadar, în momentul iniţial la $t = 0$ se formează, în conducta *2*, lîngă ventilul care se închide, o undă de presiune, a cărei valoare adimensională este :

$$q_2 = -1, \tag{92}$$

căreia îi corespunde o presiune dimensională :

$$p_2 = p_{02} - \omega_2 v_{02} \tag{93}$$

Unda astfel formată se propagă de-a lungul conductei pînă la cilindru, de unde se reflectă, atingînd valoarea :

$$q_2 = -2 \tag{94}$$

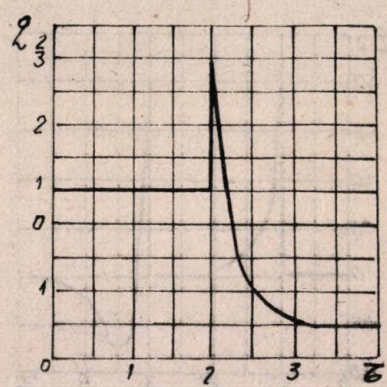


Fig. 6. Variaţia presiunii în conducta *2* la ventil, după închiderea acesteia, în cazul mişcării lichidului de la cilindru la ventil

sau în variabile dimensionale:

$$p_2 = p_{02} - 2\omega_2 v_{02}$$

După presiunea minimă la piston, are loc creşterea presiunii, exponenţial, apropiindu-se de $q_2 = 0$ sau dimensional:

$$p_2 = p_{02} \qquad (95)$$

Parcurgînd în sens invers conducta, de la piston către ventil, unda propagă saltul de presiune $q_2 = 2$ în conducta *2* şi după ce ajunge la timpul $\tau = 2$, din nou la ventil, de la care se reflectă iarăşi, atingînd presiunea adimensională minimă $q_2 = -3$ (96) sau presiunea dimensională $p_2 = p_{02} - 3\omega_2 v_{02}$ (97), după care presiunile procesului ondulatoriu încep să crească, apropiindu-se de valoarea $q_2 = 1$ sau dimensional $p_2 = p_0 + \omega_2 v_{02}$.

Pentru condiţia $p_{2min} > 0$, este necesară deci satisfacerea inegalităţii:

$$v_{02} < \frac{p_{02}}{3\omega_2} \quad (98) \text{ pentru care } p_{min} > 0 \quad (99)$$

În cazul cînd lichidul în conducta *2* şi pistonul în cilindru se mişcă în sensul negativ al axei „x", în egalităţile de mai sus valorile v_{02} şi v_0 se scriu cu semn negativ.

La închiderea ventilului, în secţiunea conductei *2* adiacentă acestuia, presiunea adimensională devine:

$q_2 = 1$ (100) sau în valori dimensionale, $p_2 = p_{02} + 2\omega_2 v_{02}$ (101).

Unda formată parcurge toată lungimea conductei, pînă la cilindru, de la care se reflectă la timpul $\tau = 1$ atingînd presiunea maximă adimensională, $q_2 = 2$, (102) sau dimensional, $p_2 = p_{02} + 2\omega_2 v_{02}$ (103).

După reflectarea undei, presiunea scade exponenţial la piston, apropiindu-se de valoarea adimensională $q_2 = 0$ sau dimensional $p_2 = p_{02}$; la timpul $\tau = 2$, unda reflectată de la piston parcurge conducta *2* şi ajunge la ventil, de la care se reflectă din nou, atingînd valoarea

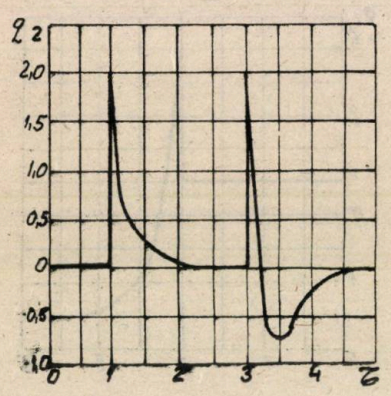


Fig. 7. Variaţia presiunii în cilindru după deschiderea ventilului pentru mişcarea lichidului de la cilindru spre ventil

maximă, adimensională, $q_{2max} = 3$ (104) sau dimensional, $p_{2max} = p_{02} + 3\omega_2 v_{02}$.

După atingerea presiunii maxime, la supapă are loc scăderea acesteia, exponenţial, atingînd valoarea $q_2 = 1$ sau în variabile dimensionale, $p_2 = p_0 - \omega_2 v_{02}$. Apoi unda se deplasează către cilindru, de la care se reflectă din nou, dar nici saltul presiunii ce ia naştere în acest caz şi nici salturile următoare nu ating mărimea dinainte.

Concluzii

Fenomenele tranzitorii care apar la pornirea şi oprirea mecanismului hidraulic — descrise de ecuaţiile diferenţiale, cu derivate parţiale, ale mişcării lichidului în conducte, precum şi de legea de mişcare a pistonului — pot fi exprimate matematic, prin expresii calculabile numeric.

Integrarea ecuaţiilor diferenţiale ale mişcării foloseşte condiţiile de unicitate proprii cazului studiat, cu simplificările rezultate din folosirea mărimilor adimensionale care permit obţinerea unor concluzii cu caracter general.

Condiţiile limită iau în considerare cazul general al sursei de alimentare, iar legea de mişcare a pistonului include suma forţelor care acţionează asupra cilindrului.

Funcţiile tranzitorii ale vitezei şi presiunii lichidului în conducte, precum şi funcţia tranzitorie a mişcării pistonului, au fost obţinute explicit cu ajutorul metodelor calculului operaţional; dependenţele deduse conţin, pentru cazul general, funcţii de reflecsie, de la elementele sistemului — cilindru, vană, acumulator etc. — explicitate pentru cazul particular al receptorului cu volum redus de lichid şi deformare elastică a lichidului în cilindru neglijabilă.

Dezvoltările efectuate au condus la definirea unor constante rezultate din elementele constructive ale sistemului cu influenţe directe asupra parametrilor procesului de undă. Altfel spus, s-a demonstrat că elementele constructive ale sistemului influenţează mărimile caracteristice ale procesului de undă, implicit vitezele şi presiunile tranzitorii ale lichidului din sistem. Rezultă de aici că se poate influenţa în sensul dorit valorile extreme ale presiunii şi vitezei, printr-o alegere judicioasă a elementelor constructive ale sistemului, în scopul evitării salturilor periculoase, de presiune, cauzate de creşterea presiunii peste valorile admise sau scăderea acesteia sub presiunea atmosferică.

S-a arătat, de exemplu, că pentru creşterea energiei cinetice relative μ rezultă o scădere a presiunii în unda reflectată de la piston şi, prin urmare, o reducere a perturbaţiilor generate în procesul tranzitoriu.

Energia cinetică $\mu = \frac{m_2}{M} \cdot \frac{F'^2}{f_2^2}$ poate creşte prin alegerea corespunzătoare a mărimilor sale reprezentative — cuprinse în expresia matema-

tică de mai sus — care în esență reprezintă mărimi constructive pentru sistemul hidraulic studiat.

De asemenea, coeficientul de legătură relativ influențează mărimea presiunii tranzitorii prin raportul vitezelor de propagare a undelor elastice, care, în esență, sînt o funcție de elementele constitutive ale sistemului etc.

Pentru practica de proiectare și de calcul a sistemului hidraulic, s-au dedus formule simple, rezultate din dependențele generale, prin analiza cărora se pot defini condițiile unei bune funcționări a sistemului hidraulic, cu luarea în considerație a influenței parametrilor fizici și constructivi asupra presiunilor tranzitorii maxime și minime ce pot apărea în sistem.

Aceste analize au dus la concluzia că valorile periculoase ale presiunii, în cazul procesului tranzitoriu, depind de raportul secțiunilor ortogonale ale conductelor, de raportul vitezelor de propagare a undelor elastice în aceste conducte, precum și de mărimea rezistenței hidraulice a ventilului de comandă, mărimi de care trebuie ținut seamă în sensul dimensionării lor la valori optime cînd se proiectează sistemul hidraulic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pițigoi, B. *Fenomene tranzitorii în acționarea hidraulică a mecanismelor metalurgice. I. Cuptorul cu vatră dublu pășitoare.* În : Metalurgia, R.S.R. nr. 1, 1984, p. 23.

DOCUMENTARE

Zilele siderurgiei ATS 1983

În perioada 7—8 decembrie 1983, a avut loc la Paris manifestarea „Zilele siderurgiei ATS 1983". Delegații au prezentat referate împărțite pe opt secțiuni, în funcție de temele tratate: *1)* convertizoare și cuptoare electrice; *2)* laminoare; *3)* metalurgia în oală; *4)* produse plate acoperite; *5)* fontă (partea I); *6)* turnare continuă (partea I); *7)* fontă (partea a II-a); *8)* turnare continuă (partea a II-a).

Cîteva din referatele prezentate :

Sesiunea 1 — Pretratamentul fontei. Creșterea ponderii fierului vechi în încărcătura convertizorului. Rezultate obținute la un convertizor cu insuflare prin fund. Utilizarea unei lănci cu flux dublu la oțelăria de la Mondeville. Situația actuală a dezvoltării procedeelor LBE și ALCI și influența lor asupra calității oțelului. Cuptorul cu arc : succes constant și preocupare permanentă pentru punerea la punct a altor metode de elaborare a oțelului. Panouri răcite pentru cuptoare cu arc. Solicitări termomecanice și concepție.

Sesiunea 2 — Utilizarea unui sistem de stingere hidraulică la ultima cajă verticală, pentru reglarea lățimii la laminorul de benzi. Studiul reducerii lățimii bramelor. Producția industrială a oțelului bifazic la ieșirea din laminorul de benzi. Utilizarea modelelor matematice la punerea la punct a laminării la temperatură controlată a grinzilor. Optimizarea unui laminor la rece.

Sesiunea 3 — Noi metode de tratare a oțelului prin injectarea unor materiale. Influența lor asupra impurităților nemetalice. Utilizarea sîrmei acoperite pentru metalurgia în oală. Introducerea sîrmei acoperite în distribuitorul de la turnarea continuă, influența sa asupra produselor. Dezvoltări în oțelărie și în turnarea continuă la uzina de la Stockbridge.

Sesiunea 4 — Încercare de tragere la îndoire pentru controlul procedeului de fabricare a cutiilor de conserve. Utilizarea tablelor laminate la rece și zincate la cald în construcția autoturismelor. Table subțiri galvanizate pe o față utilizate în industria autoturismelor.

Sesiunea 5 — Măsurarea punctului final de cocsificare. Automatizarea încălzirii cuptoarelor de cocserie la firma Solmer. Procedeul CRAPO. Un nou test de reducere a minereurilor de fier. Tendințe recente în aglomerarea pe grătar la uzina Taronto. Procedeul K.R. (obținerea oțelului lichid prin reducerea cu carbon).

Sesiunea 6 — Creșterea vitezei de turnare continuă a țaglelor la oțelăria de la firma Cockerill-Sambre de Marcinelle. O nouă concepție pentru mașina de turnare continuă orizontală a țaglelor. Procedeul Magnetogyr.

Sesiunea 7 — Controlul fenomenelor de circulație a substanțelor alcaline în furnalele de la firma Sollac-Patural. O nouă metodă de reducere a consumului de cocs în furnale, prin insuflarea gazelor arse de cazan. A doua campanie a furnalului nr. 5 de la uzina din Taronto. Studiul comportării interne a furnalului cu ajutorul noilor sensori.

Sesiunea 8 — Dezvoltări recente ale răcirii secundare prin atomizare aer/apă la instalațiile de turnare continuă. Modelul IRSID de automatizare a răcirii secundare la turnarea continuă a bramelor. Rezultatele încercărilor efectuate pentru turnarea continuă la firma Sollac în vederea îmbunătățirii calității produselor. Funcționarea noii mașini combinate bramă-blum, la uzina Wakayama. Prima utilizare a curenților Foucault pentru detectarea fisurilor pe bramele turnate continuu.

(În : Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 11, 1983, p. 127 E)

Evoluția metalurgiei în oală

CZ: 669.18.046.5 : 621.746.32

Activitatea dinamică a ramurii construcției de mașini a condus la creșterea și diversificarea producției de oțel, concomitent cu asigurarea îmbunătățirii proprietăților fizico-mecanice, în vederea conferirii unei fiabilități ridicate agregatelor, utilajelor, instalațiilor ș.a.

Creșterea exigenței calitative a contribuit la promovarea unor tehnologii și procedee noi care, aplicate la scară industrială, au asigurat oțelurilor caracteristici structurale, tehnologice și mecanice superioare, în diverse stări de utilizare.

În siderurgia din R. S. România, pentru creșterea eficienței și competitivității, s-a trecut la elaborarea oțelurilor în agregate cu productivitate ridicată (convertizoare cu oxigen, cuptoare electrice cu putere mare de topire) și tratarea în continuare a oțelului în oala de turnare sau alte instalații sub vid, extinzîndu-se în acest fel tehnologia nouă, denumită și „metalurgia în oală".

Principalele procese care se pot efectua prin metalurgia în oală

Prin tratamentul metalurgic al oțelului lichid în afara agregatului de bază, se pot efectua unele operații, în condiții deosebite, constînd între altele în :

– oxidarea avansată a carbonului, sub 0,010 %;

– desulfurarea oțelului pînă la concentrații mai mici de 0,003 %;

– creșterea purității metalului prin reducerea conținutului, mărimii și modificarea formei incluziunilor nemetalice;

– micșorarea cantității de gaze, în principal hidrogen sub 2 ppm și oxigen sub 20 ppm;

– realizarea unei compoziții chimice în limite foarte restrînse;

– asigurarea temperaturii optime pentru turnare.

În vederea realizării acestor procese au fost construite instalații adecvate, care utilizează tehnica vidului, barbotarea cu gaze inerte, insuflarea în oțel a unor pulberi reactive, s-au asigurat materiale refractare corespunzătoare etc.

Desfășurarea unor procese metalurgice în vid

La utilizarea vidului, procesele metalurgice constau, în principal, din reacții în afara echilibrului între faze, stare necesară realizării unor scopuri ca : îndepărtarea gazelor, a incluziunilor nemetalice, decarburarea și desulfurarea avansată ș.a.

Conform legilor termodinamicii, solubilitatea gazelor în oțel este influențată de temperatură și de presiunea parțială (a gazului) deasupra băii, precum și de natura elementelor din topitura respectivă.

Dintre gazele cunoscute, se dizolvă în oțel numai H_2, N_2, O_2 (CO, CO_2 și Ar sînt insolubile).

Solubilitatea hidrogenului și azotului este influențată astfel de elementele chimice care se găsesc în oțel (tab. 1).

Tabelul 1

Gazul dizolvat în oțel	Următoarele elemente*) măresc solublitatea (micșorează activitatea)	Următoarele elemente*) micșorează solubilitatea (măresc activitatea)
H_2	Ti, Ta, V, Nb, Cr, Mn, Ni	C, B, Si, Al, Ge, Sn, Co, Cu(P, S)
N_2	V, Nb, Cr, Ta, Mn, Mo, Se, W	C, Si, Co, Ni, Cu, Sn

*) Indicate în ordinea descrescîndă a influenței

Concentrația H_2 și N_2 este direct proporțională cu rădăcina pătrată a presiunii parțiale a gazului în faza de deasupra băii (gazoasă), iar în timpul tratamentului în vid, transportul atomilor de gaz dizolvat în oțel către suprafață (faza gazoasă) are loc prin difuzie și convecție, deplasare favorizată, în primul rînd de barbotarea cu gaze inerte sau amestecarea electroinductivă. Randamentul maxim de degazare (îndepărtare a H_2 și N_2) se obține în cazul tratării oțelului în stare necalmată sau semicalmată. În această situație, sub acțiunea presiunii scăzute în faza gazoasă, eliminarea oxidului de carbon din reacția C cu O_2 contribuie la agitarea băii, iar H_2 și N_2, care difuzează și pătrund în molecula de CO, se îndepărtează cu viteză mare din oțel.

Dezoxidarea cu C este foarte activă în vid și se pot obține conținuturi scăzute de O_2, chiar la concentrații mai mici de 0,01 % C, în

condițiile unei presiuni a fazei gazoase (deasupra băii) sub 0,5 torr.

La oțelurile aliate și de calitate superioară, acest proces este deosebit de avantajos, deoarece este necesară o cantitate mai redusă de dezoxidanți și elemente de aliere, pierderile prin oxidare sînt mai mici, iar consumurile specifice se diminuează considerabil, în principal la materialele deficitare.

Produsele de dezoxidare rezultate prin tratament metalurgic sub vid sînt cantitativ mai puține (sub formă de oxizi), iar oțelul are un conținut mai redus de incluziuni nemetalice, fiind deci mult mai pur.

Prin tratarea oțelului sub vid se poate realiza și o desulfurare avansată, chiar prin formarea unor sulfuri de carbon sau alte metale, a căror presiune de vaporizare este mult mai ridicată decît a S pur și, în acest fel, are loc o creștere a vitezei de transfer a S din baia metalică în faza gazoasă.

Evoluția procedeelor de prelucrare a oțelului lichid în afara cuptorului

Metalurgia în oală s-a dezvoltat la scară industrială după anul 1950 și într-un ritm mai rapid în ultimii 20 ani, după perfecționarea tehnicii de realizare a unui vid înaintat la costuri reduse, prin utilizarea ejectoarelor cu abur la pompele de vid.

În R. S. România prima instalație de vidare a fost realizată la Combinatul metalurgic—Reșița în anul 1958, și efectua degazarea jetului prin transvazarea oțelului din oală în oală (procedeul B.V.) pentru șarje pînă la 10 t.

Următoarea instalație de degazare a oțelului în vid s-a realizat la Institutul de cercetări metalurgice (ICEM) în anul 1962, pentru tratarea jetului prin transvazare sau turnarea în lingouri pînă la greutatea de 500 kg.

A treia instalație de tratament metalurgic al oțelului lichid în oală a intrat în funcțiune la Întreprinderea de mașini grele—București (I.M.G.B.) în anul 1968, prin aplicarea procedeului de recirculare continuă (R.H.) pentru șarje de 60 t și adăugare de feroaliaje prin intermediul ecluzei. Această instalație a fost adaptată în anul 1973 pentru turnarea lingourilor mari pînă la 150—180 t (sistemul B.V.).

În anul 1976 s-a realizat la ICEM primul cuptor cu inducție, pentru elaborarea și turnarea sub vid a șarjelor de 50 kg, iar în anul 1979 s-a construit a doua instalație CIV pentru o capacitate de 500 kg.

În anul 1977 a intrat în funcțiune la Combinatul siderurgic—Hunedoara (C.S.H.) o instalație de tratare a oțelului în vid prin recircularea continuă a șarjei de 60 t, iar în anul 1978 același procedeu se aplică și la Combinatul siderurgic—Galați (C.S.G.) tot pentru oale cu capacitate de 60 t.

Următoarele instalații pentru tratamentul metalurgic al oțelului lichid în oala de turnare sub vid au intrat în funcțiune astfel :

În anul 1980, la Combinatul de oțeluri speciale—Tîrgoviște (C.O.S.T.), procedeul cu recirculare discontinuă în porții (D.H.) pentru oale de 60 (100) t, iar în anul 1982 s-a realizat la Combinatul metalurgic din Cîmpia Turzii (C.M.C.T) același tip de instalație și de aceeași capacitate.

În anul 1981, la C.S.H. s-a realizat prin autodotare o instalație de decarburare cu O_2 sub vid pentru șarje de 20 t (sistemul V.D.H.).

În anul 1982, la C.S.H. și I.M.G.B. au intrat în funcțiune cîte o instalație de tratament a oțelului lichid în oală sub vid, cu aport de căldură și decarburare avansată (procedeul VAD-VOD) pentru șarje de 60 (70) t.

Tot în 1982 s-a realizat la Combinatul de utilaj greu—Iași (C.U.G.I.) o instalație pentru turnarea sub vid a lingourilor pînă la 200—250 t.

În anul 1983 a intrat în funcțiune la Combinatul de utilaj greu—Cluj (C.U.G.C.) o instalație de tip R.H.—B.V. pentru șarje de 20 (50) t.

Pe lîngă procedeele existente în exploatare pînă în prezent în R. S. România, sînt proiectate și se află în curs de execuție, pentru intrare în funcțiune în perioada următoare unele instalații de tratare a oțelului sub vid.

De asemenea sînt realizate și se experimentează instalații pentru insuflarea materialelor pulverulente la mai multe intreprinderi.

Din datele prezentate anterior, rezultă că în R. S. România s-a acordat o mare atenție producerii unor oțeluri de înaltă calitate, introducînd și extinzînd cu rapiditate „metalurgia în oală".

Ca urmare a acestei preocupări, în anul 1983 s-a tratat prin procedee de prelucrare în afara cuptorului aproape 3% din producția țării de oțel, comparativ cu 1,5% în anul 1980.

După anul 1985 (1986), ponderea oțelului tratat prin metalurgie în oală va fi de 5—6%, ceea ce va apropia R. S. România de statele dezvoltate, care, în prezent, pe medie, se situează la acest nivel, din care în S.U.A. 8%, iar în Japonia cca 7%.

Se menționează că, în prezent, în țările producătoare de oțel funcționează cca 350 instalații de metalurgie în oală, din care 16 sînt în R. S. România.

Evoluția pe plan mondial a principalelor tipuri de instalații pentru metalurgie în oală este redată în tabelul 2.

Pentru R. S. România, în etapa actuală, se impune a se exploata instalațiile existente la capacitatea proiectată, acțiune care este în bună parte condiționată de asigurarea unor materiale refractare de înaltă calitate, de stabilirea unor

Tabelul 2

Număr de instalații

Procedeul (tipul instalației)	Anul					
	1955	1960	1965	1970	1975	1980
B.V.	8	20	35	50	60	65
D.H.	2	10	30	65	70	85
R.H.		5	15	40	60	65
VAD-VOD				20	35	50
Alte tipuri			20	25	30	35
Total instalații (cca)	10	35	100	200	255	300

tehnologii raționale și cît mai eficiente, precum și de nivelul de pregătire a personalului de deservire.

Calitatea produselor refractare necesare metalurgiei în oală

La tratamentul metalurgic al oțelului lichid în oala de turnare se utilizează materiale refractare care trebuie să îndeplinească unele condiții speciale, între care:

– refractaritate mai mare de 1 850 (1900)°C;
– rezistență bună la șoc termic;
– comportare ridicată la atacul chimic al oțelului și zgurei în stare lichidă;
– stabilitate mărită la compresiune și abraziune, la temperatură ridicată;
– conductibilitate termică redusă;
– presiune de vapori scăzută.

Această ultimă caracteristică pe care trebuie să o posede materialele refractare influențează foarte mult stabilitatea termică, la temperaturi de peste 1 600°C; cea mai bună comportare o are oxidul de zirconiu (ZrO_2), urmat de Al_2O_3 și MgO.

La presiune scăzută (în vid), carbonul are activitate ridicată și reacționează cu Fe_2O_3, SiO_2, Al_2O_3, MgO ș.a., intensificîndu-se disocierea oxizilor respectivi din cărămida refractară.

Practica industrială a demonstrat că un oțel bun se realizează cu refractare corespunzătoare, ceea ce a impus ca și în R. S. România să fie extinsă și intensificată preocuparea pentru îmbunătățirea calității produselor refractare și diversificată sortimentația, în vederea adaptării la cerințele metalurgiei în oală.

Avantajele tehnico-economice ale metalurgiei în oală

– Creșterea productivității cuptoarelor cu 15–30% și chiar mai mult.

– Reducerea consumului de energie electrică în medie cu 100 kWh/t și a celui de electrozi de grafit cu 1–3 kg/t oțel.

– Posibilitatea utilizării feroaliajelor cu C ridicat la alierea oțelurilor cu C scăzut.

– Creșterea gradului de asimilare a elementelor de aliere (reducerea pierderilor prin oxidare) cu 10–20% (minimum) și asigurarea condițiilor de recuperare în mai mare măsură a acestora din materiale feroase refolosibile.

– Decarburarea și desulfurarea avansată a oțelului (C sub 0,01% și S mai mic de 0,003%).

– Reducerea conținutului de H_2 sub 2 ppm, a N_2 sub 50 ppm (gradul de denitrurare este de 15–50%) și a O_2 sub 20 ppm.

– Puritate avansată a oțelului prin reducerea conținutului de incluziuni nemetalice cu 30–50%, modificarea formei și mărimii acestora.

– Reducerea rebutului și a declasărilor prin reglarea compoziției chimice și a temperaturii în ecarturi foarte restrînse, ceea ce conduce la creșterea procentului de produse bune.

– Menținerea caldă a oțelului pe o perioadă de cca 8h, pentru situațiile în care sînt necesare turnări simultane de lingouri sau piese a căror greutate depășește capacitatea cuptoarelor.

Concluzii

Prin aplicarea metalurgiei în oală se îmbunătățește mult calitatea oțelului, urmare a creșterii purității, proprietăților fizico-mecanice și anduranței în exploatare a produselor confecționate din oțel tratat prin acest procedeu.

Cu toate că costul crește la oțelărie cu 3–5% în comparație cu procedeele clasice, se diminuează cheltuielile cu rebutul, cu tratamentul termic (scurtarea ciclului de menținere pentru dehidrogenare), precum și cele efectuate pentru exploatarea mașinilor și utilajelor, prin creșterea duratei de serviciu și a performanțelor funcționale, în final realizîndu-se economii de 10–15%.

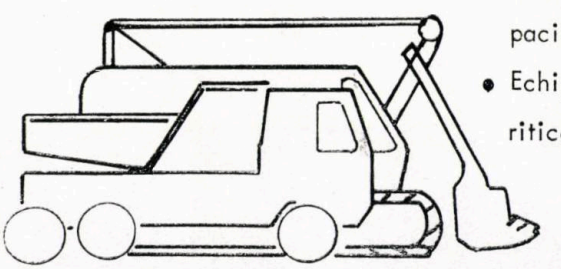
Ing. Gh. Chițu
Întreprinderea de mașini grele – București

INTREPRINDEREA DE UTILAJ GREU PENTRU CONSTRUCȚII -GALAȚI-

IUGC

I. U. G. C. - GALAȚI este profilată pentru mecanizarea lucrărilor de construcţii-montaj la obiectivele industriale din ramura metalurgiei situate în Galaţi, Reşiţa, Oţelul Roşu, Călăraşi, Hunedoara, Tîrgovişte, Slatina, Titu şi Ploieşti, fiind dotată în acest scop cu mijloace de mecanizare dintre cele mai moderne.

- Sonete pentru executarea piloţilor de tip Franky.
- Echipamente şi utilaje complete pentru execuţia de coloane forate, cu diametre pînă la 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m.
- Instalaţii pentru executarea de ecrane etanşe din beton cu lăţimea de 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m.
- Automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile, cu capacităţi pînă la 140 t, printre care automacarale cu braţ telescopic între 80 şi 110 t.
- O gamă variată de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare cu care se pot executa lucrări complexe de terasamente şi drumuri, cu execuţia la tarif fizic.
- Instalaţii pentru punerea în operă a betonului, autopompe de beton cu capacităţi pînă la 60 m^3/n, automalaxoare cu capacitatea pînă la 5,5 m^3 etc.
- Echipamente speciale pentru transporturi rutiere grele, agabaritice pînă la 300 t.



I. U. G. C. - GALAȚI
Şos. Smîrdan nr. 2
Telefon: 30031

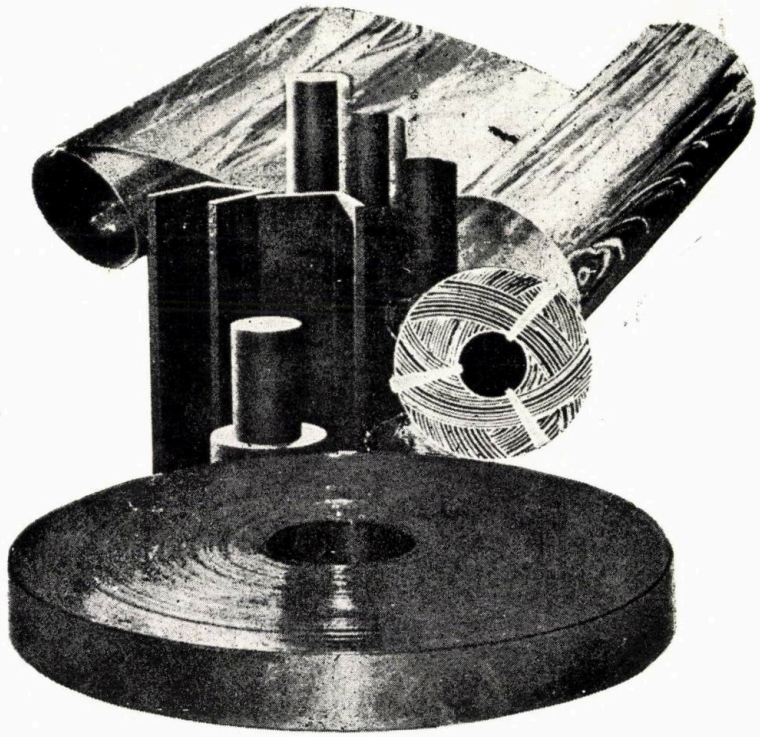
E 32180

REFERALVA R 1985 JUN 19

METALURGIA

5

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXVI • NR. 5 • MAI 1984



METALIMPORTEXPORT

FOREIGN TRADE COMPANY
BUCHAREST • ROMANIA

OFFERS :

- steel bars and shapes
- reinforcing steel bars
- cold formed profiles
- carbon and alloy steel
- commercial qualities, shipbuilding and boiler plates
- hot rolled coils
- cold rolled sheets and galvanized coils
- seamless steel line pipes; casing
- longitudinal welded line pipes
- welded black and galvanized steel tubes
- drawn steel wires, prestressed concrete wires and wire ropes
- welding electrodes for carbon and alloy-steels
- wire nails
- industrial and anchor chains
- aluminium and alloyed-aluminium products (ingots, cold rolled sheets and strips, foils, properzi wires)

„METALIMPORTEXPORT"
Bucharest-Romania 23-25, Mendeleev Street
TELEX: 11515 TELEPHONE 620, 621

E 3280

METALURGIA

Anul 36 Nr. 5 Mai 1984

CUPRINS

Murguleț, N., Nicolae, A., Dina, Vasilica și *Georgescu, Al.:* **Posibilități de obținere a energiei ultrasonice în spațiul de lucru al convertizoarelor cu oxigen pentru elaborarea oțelului** 229

Pilly, N.: **Calculul coeficientului excesului de aer la arderea combustibililor gazoși** 234

Coșmeleață, Georgeta și *Chircă, D.:* **Cercetări privind posibilitățile de garantare a călibilității oțelurilor 40Cr10 și 40BCr10** 236

Ignat, C.: **Influența unor tehnologii neconvenționale de tratament termic asupra stabilizării dimensionale a oțelurilor de rulmenți** 239

Guțu, I., Mihăilescu, I.N., Comăniciu, N., Drăgănescu, V., Mehlman, A. și *Denghel, N.:* **Cercetări referitoare la tratamentul termic cu radiație laser al suprafețelor de mari dimensiuni** 242

Cojocaru, M. și *Cojocaru, Doina:* **Optimizarea procesului de cementare cu carbon aplicat oțelului 12Cr130** 248

Șuteu, T., Popa, C., Chirilă, M., Luca, V., Groza, Ioana, Ehrlich, D. și *Constantinescu, Al.:* **Proprietățile tablelor placate prin explozie** 255

Ciocan, Anișoara, Ciocan, N. și *Vasile, I.:* **Cercetări privind placarea oțelului cu aliaje neferoase antifricțiune cu duritate ridicată** 259

Dinu, M.: **Purificarea titanului prin metoda electrolizei în săruri topite** 261

Chirilă, M.: **Indicatorul „Cheltuieli materiale pe unitate de produs'' în industria siderurgică** 264

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Naumescu, V., Bertalan, Georgeta, Cotoară, R., Bucșa, Steliana, Velisar, Anica, Bertalan, V., Preda, Filofteta și *Szelei, Rodica:* **Ansamblul refractar pentru închizătorul cu sertar al oalelor de turnat oțel** 267

Ripoșan, I., Sofroni, L. și *Chișamera, M.:* **Fonta cu grafit vermicular — un nou material pentru turnarea componentelor motoarelor termice** 271

RECENZIE 233

DOCUMENTARE 266, 280

COLEGIUL DE REDACȚIE

NECULAI AGACHI, PIA BĂLU, GHEORGHE BUJGOI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, TRAIAN DUMITRESCU, MIHAIL ENACHE, SUZANA GĂDEA, CONSTANTIN IONESCU, PETRE MARCU, ION MOLDOVAN, MIHAI NICULESCU, IULIU OVESEA, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, LAURENTIE SOFRONI — președintele colegiului, CORNEL STĂNESCU, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU, CORNELIU VELINCOV, VASILE VULCU

Redactor: G. COJOCARIU
Tehnoredactor: EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon: 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament lei 180 anual. Costul unui exemplar: lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25 București

I. P. Informația — c. 2161

CONTENTS

D.C : 669.184.244.86 : 66.084

Murguleț, N., Nicolae, A., Dina, Vasilica and *Georgescu, Al.*: **Possibilities of obtaining ultrasonic energy in the BOF**

Starting from the positive influence of ultrasonic energy on the different physico-chemical processes, the authors present the possibilities of using this energy in the BOF. The authors present the alterations made to the traditional Laval layers in order to change them in hydrodynamic ultrasonic generators.

They analyse the execution for four types of ultrasonic generating tuyeres which may be installed in the lance heads.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 229–233

DC : 662.61 : 536.46

Pilly, N.: **The calculation of the air excess index at fuel gas combustion**

The author presents a calculation formula for the air excess at the combustion of different fuel gas, for which it is not absolutely necessary to know the chemical analysis of combustion air, only the components of combustion and burning gases. The formula is adequate in case the chemical analysis for the combustion and burning gases is given for them dry state, as well as for the moisturing state.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 234–235

DC : 621.785.6 : 669.14

Coșmeleață, Georgeta, and *Chircă, D.*: **Researches on the possibilities of ensuring the hardenability of 40Cr10 and 40 BCr10 steels**

The paper is a study of the possibilities of obtaining 40 Cr10 and 40BCr10 and 40BCr10 heat-treated steel with ensured hardenability. Thus, experimental researches were carried out on the main factors (carbon content and alloying elements and austenitic grain size) which influence the hardenability of these steels.

For every charge of two steel grades under study, the ideal diameter D_i and real critic diameter D_c (for carbon, chrome, manganese and, respectively, boron) were determined.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 236–238

DC : 621.785 : 669.14.018.298

Ignat, C.: **The influence of nonconventional heat treatment technologies on the dimensional stabilization of ball-bearing steels**

The study presents the dimensional variation in time, measured on French samples and on ball-bearing rings after 10, 20, 30 days and, further, after 2 and 3 months.

The dimensional variation in time was studied on samples which had been submitted, after quenching, to cyclical tempering, to long-term tempering or to cooling under 0°C, followed by tempering, as compared to samples submitted to traditional tempering treatments at 150–180°C with a 3 h maintaining time on a constant temperature.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 239–241

DC : 621.785 : 621.378.3

Guțu, I., Mihăilescu, I. N., Comăniciu, N., Drăgănescu, V., Mehlman, A. and Denghel, N.: **Researches on the heat treatment with laser radiations of the large size surfaces**

The paper presents the experimental results of the CO laser heat treatment of the surfaces with larger sizes than the diameter of the laser spot.

The superficial laser heat treatment of the large surfaces may be obtained by oscillating laser beam or by partial superposition of subsequently annealed strips. The width of the strips obtained is limited by the power value of the laser beam.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 242–247

DC : 621.785.52

Cojocaru, M. and Cojocaru, Doina: **The optimizing of the carbon cementing process applied to 12 Cr130 steel**

The paper presents data related to the carburization of 12Cr130 in solid medium. In order to determine the optimum composition of solid medium (charcoal + $BaCO_3$ + $NaHCO_3$) and the values of the technological process parameters for which a maximum weight growth of samples, due to adsorbtion and diffusion phenomena, the method of the programmed experiment was used.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 248–254

DC : 621.771.8 : 669–41

Șuteu, T., Popa C., Chirilă, M., Luca, V., Groza, Ioana, Elrich, D. and *Constantinescu, Al.*: **The properties of explosion plating steel sheets**

The authors present an explosion plating technology for carbon steel sheets with ferrous and nonferrous plating materials, frequenlty used in the construction of pressure vessels for the transport of corrosive chemical agents.

The results of the mechanical tests of plating sheets and the structural analyses carried out show that the explosion plating process ensures high quality products, if the mechanical characteristics and the metalographic structure of the materials are adequate.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 255–258

DC : 62–419.4 : 621.791

Ciocan, Anișoara, Ciocan, N. and *Vasile, I.*: **Researches on the plating of steel with nonferrous antifriction alloys with high hardness**

The paper presents certain aspects of the steel plating with high hardness antifriction nonferrous alloys by the WIG process.

The results obtained led to certain conclusions on the plating alloy chemical composition as well as on the optimum parameters of the plating regime in order to obtain the technological properties imposed.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 259–260

DC : 541.195 : 669.195

Dinu, M.: **The purification of titanium by the electrolysis method in melted salts (I)**

The author studies the reduction of $TiCl_4$ in melted salt baths : $BaCl_2$–$CaCl_2$–NaCl and $BaCl_2$–KCl–LiCl at temperatures of 370 and 550°C. The author measured the reduction potentials of titanium in steps $T^{4+} \rightarrow Ti^{3+} \rightarrow Ti^{2+} \rightarrow Ti^{\circ}$. The reduction of titanium is an electrochemical process.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 261–263

DC : 657.471.11

Chirilă, M.: **The index ,,material spendings per product'' in the iron and steel industry**

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 264–266

DC : 621.746.32

Naumescu, V., Bertalan, Georgeta, Cotoară, R., Bucșa, Steliana, Velisar, Anica, Bertalan, V., Preda, Filofteia and *Szelei, Rodica*: **The refractory assembly for the sliding gate system for steel ladles**

Metalurgia 36 (1984), n4. 5, p. 267–270

DC : 669.131.7 : 621.81

Ripoșan, I., Sofroni, L. and *Chișamera, M.*: **Vermiculary graphite cast iron — a new material for casting the thermal engine components**

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 271–280

INHALT

DK: 669.184.244.86 : 66.084

Murguleț, N., Nicolae, A., Dina, Vasilica und *Georgescu, Al.*: **Möglichkeiten zur Erhaltung der Ultraschallenergie im Arbeitsraum der Sauerstoffkonverter für die Stahlherstellung**

Ausgehend vom positiven Einfluss der Ultraschallenergie auf die physisch-chemischen Prozesse, werden die Anwendungsmöglichkeiten dieser Energie im Arbeitsraum der Sauerstoffkonverter angeführt. Es werden die Umbauarbeiten angegeben für die Änderung der klassischen Laval-düsen in hydrodynamische Ultraschallerzeuger. Es werden vier Umbauprojekte für Ultraschallerzeuger studiert, die in den Konverterlanzenköpfen montiert werden können.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 229–233

DK: 662.61 : 536.46

Pilly, N.: **Die Berechnung des Luftüberschussfaktors bei der Verbrennung der gasförmigen Brennstoffe**

Es wird eine Formel aufgestellt für die Berechnung des Luftüberschussfaktors bei der Verbrennung verschiedener Brenngase. Für die Anwendung der Formel muss die chemische Zusammensetzung der Brennluft nicht bekannt sein sondern nur die der Brenngase. Die Formel ist gültig für die Gaszusammensetzung sowohl im festen als auch im flüssigen Zustand.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 234–235

DK: 621.785.6 : 669.14

Coșmeleață, Georgeta und *Chircă, D.*: **Untersuchungen über die Möglichkeiten zur Sicherung der Abschreckhärtbarkeit der Stähle 40Cr10 und 40BCr10**

In der Arbeit werden die Möglichkeiten studiert über die Herstellung der Vergütungsstähle 40Cr 10 und 40BCr10 mit sicherer Abschreckhärtbarkeit. Zu diesem Zweck sind Studien über die Haupteinflussfaktoren (Kohlenstoff-Legierungselementengehalt und Korngrösse) welche die Abschreckbarkeit dieser Stähl beeinflussen, durchgeführt worden.

Für jede Stahlmarke wurde der ideele und der kritische reele Durchmesser D_i und D_c) bestimmt (für Kohlenstoff, Chrom, Mangan und Bor).

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 236–238

DK: 621.785 : 669.14.018.298

Ignat, C.: **Der Einfluss einiger nichtklassischen Wärmebehandlungsverfahren auf die Abmessungsstabilisierung der Kugellagerstähle**

In der Arbeit wird die Abmessungsschwankung auf Frenchproben und Wälzlagerringe, nach 10,20,30 Tagen und nach 2 und 3 Monaten, studiert.

Die Dauerabmessungsschwankung wurde auf Proben studiert, die nach der Härtung angelassen wurden (zyklisch oder Langzeitbehandlung) oder unter 0°C abgekühlt und angelassen wurden, im Vergleich zu den klassisch bei 150–180°C, drei Stunden angelassenen Proben.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 239–241

DK: 621.785 : 621.378.3

Guțu, I., Mihăilescu, I.N., Comăniciu, N., Drăgănescu, V., Mehlman, A. und *Denghel, N.*: **Untersuchungen über die Wärmebehandlung mit Laserstrahlen der Oberflächen mit grossen Abmessungen**

In der Arbeit werden die Untersuchungsergebnisse angegeben über die Wärmebehandlung mit CO_2 Laser der Oberflächen mit grösseren Abmessungen als der Laserstrahl.

Die Oberflächenwärmebehandlung kann mit schwingendem Laserstrahl oder durch teilweise Überlagerung der nacheinander gehärteten Bänder erfolgen. Die erhaltenen Bandbreiten hengen von der Laserstrahlkraft ab.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 242–247

DK: 621.785.52

Cojocaru, M. und *Cojocaru, Doina*: **Die Optimierung des Aufkohlungsprozesses des Stahles 12Cr130**

Die Arbeit enthält Daten über die Aufkohlung des Stahles 12Cr130. Für die Bestimmung der optimalen Zusammensetzung des festen Mediums (Holzkohle, $BaCO_3$, $NaHCO_3$) und der technologischen Parameter des Verfahrens, mit dessen Hilfe ein maximales Gewichtswachstum der Proben erzielt wird (durch Adsorbtion und Diffusion), wurde die Methode des programmierten Experiments angewendet.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 248–254

DK: 621.771.8 : 669.41

Șuteu, T., Popa, C., Chirilă, M., Luca, V., Groza, Ioana, Ehrlich, D. und *Constantinescu, Al.*: **Die Eigenschaften der sprengplattierten Stahlbleche**

Es wird eine Technologie beschrieben über das Sprengplattieren der Bleche aus Kohlenstoffstahl mit Eisen und NE-Metallen, für die Herstellung von Druckbehälter für den Ätzmitteltransport.

Die Ergebnisse der mechanischen und der Gefügeuntersuchungen zeigen, dass durch Sprengplattieren Qualitätserzeugnisse hergestellt werden können, wenn die mechanischen Eigenschaften und das Gefüge der Ausgangsmaterialien entsprechend sind.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 255–258

DK: 62–419.4 : 621.791

Ciocan, Anișoara, Ciocan, N. und *Vasile, I.*: **Untersuchungen über die Stahlplattierung mit harten Lagermetallen**

In der Arbeit werden einige Aspekte der Stahlplattierung mit harten Lagermetallen durch gaselektrische Schweissung, beschrieben.

Durch die erhaltenen Ergebnisse wurden Schlu' sfolgerungen gezogen über die chemische Zusammensetzung des Plattierungsmetalls und die optimalen Plattierungsparameter für die Erhaltung der gewünschten technologischen Eigenschaften.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 259–260

DK: 541.135 : 669.295

Dinu, M.: **Die Titanreinigung durch elektrolytische Reduktion in geschmolzenen Salzbädern (I)**

Es wurde die Reduktion des Ti_4Cl in geschmolzenen Salzbädern Ba Cl_2–$CaCl_2$–NaCl und $CaCl_2$–KCl–LiCl bei 370 und 550°C studiert. Die Reduktionspotentiale des Titans wurden stufenweise gemessen $Ti^{4+} \rightarrow Ti^{3+} \rightarrow Ti^{2+} \rightarrow Ti^{\circ}$.

Die Titanreduktion ist ein elektrochemisches Verfahren.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 261–263

DK: 657.471.11

Chirilă, M.: **Der Werkstoffpreisindex auf Erzeugniseinheit in der Hüttenindustrie**

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 264–266

DK 621.746.32

Naumescu, V., Bertalan, Georgeta, Cotoară, R., Bucșa, Steliana, Velisar, Anica, Bertalan, V., Preda, Filofteia und *Szelei, Rodica*: **Feuerfeste Bauteilgruppe für den Schieberverschluss der Stahlgiesspfannen**

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 267–270

DK: 669.131.7 : 621.81

Ripoșan, I., Sofroni, L. und *Chișamera, M.*: **Das Gusseisen mit Vermikulargraphit – ein neuer Werkstoff für das Giessen der Teile für Wärmekraftmaschinen.**

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 271–280

SOMMAIRE

CD : 669.184.244.86 : 66.089

Murguleț, N., Nicolae, A., Dina, Vasilica et *Georgescu, Al* : **Possibilités d'obtention de l'énergie ultra-sonique dans les convertisseurs à oxygène pour l'élaboration de l'acier**

A partir de l'influence positive de l'énergie ultra-sonique sur les divers processus physico-chimique, on caractérise les possibilités d'utilisation de cette énergie dans les convertisseurs à oxygène. On présente les modifications nécessaires pour transformer les ajutages classiques du type Laval en générateurs hidrodynamiques des ultrasons.

On analyse les projets d'execution de quatre types d'ajutages génerateurs d'ultra-sons qui peuvent être installés dans les bouts de lance des convertisseurs.

Metalurgia 36 (1984),, nr. 5, p. 229–233

CD : 662.61 : 536.46

Pilly, N. : **La détermination du coefficient de l'excédent d'air pendant la combustion des combustibles gazeux**

On présente une formule pour calculer l'excédent d'air pendant la combustion de différents gaz de combustion ; pour utiliser cette formule il n'est pas nécessaire de connaître la composition chimique de l'air de combustion, mais seulement la composition de certains composants des gaz de combustion. Cette formule est valable pour une composition sèche ou humide des gaz de combustion.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 234–235

CD : 621.785.6 : 669.14

Cosmeleață, Georgeta et *Chircă, D.* : **Recherches concernant les possibilités de guarantir la capacité de trempe des aciers 40Cr10 et 40BCr10**

L'étude présente les possibilités d'obtention des aciers 40Cr10 et 40BCr10 pour traitement thermique et à capacité de trempe guarantie. Dans ce but on a analysé les principaux facteurs (le contenu en carbone et en éléments d'alliage et la dimension du grain austénitique) qui influencent la capacité de trempe de ces aciers. Pour chaque charge de ces deux nuances d'acier étudiés, on a déterminé le diamètre idéal, Di et le diamètre critique réel Dc (pour carbone, chrome manganèse et bore).

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 236–238

CD : 621.785 : 669.14.018.298

Ignat, C. : **L'influence des technologies nonconventionnelles de traitement thermique sur la détermination dimensionnelle des aciers à roulements**

On présente la variation dimensionnelle dans une période déterminée sur des eprouvettes French et sur des anneaux de roulements après 10, 20, 30 jours et de suite après 2 et 3 mois.

La variation dimensionnelle a été étudiée sur eprouvettes qui ont été soumises, après la trempe aux revenues cycliques, aux revenues de longue durée ou aux refroidissements sous 0°C, suivis de revenues ; ces eprouvettes ont été comparé avec les eprouvettes qui ont été soumises aux traitements classiques de revenue à 150–180°C, le temps de maintien sur palier étant de 3 heures.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 239–241

CD : 621.785 : 621.378.3

Guțu, I., Mihăilescu, I.N., Comăniciu, N., Drăgănescu, V., Mehlman, A. et Denghel, N. : **Recherches concernant le traitement thermique des surfaces de grandes dimensions par radiation laser**

On présente les résultats expérimentaux concernant le traitement thermique par laser CO_2 des surfaces qui ont des dimensions supérieures au diamètre du spot laser.

Le traitement thermique superficiel par radiation laser des surfaces de grandes dimensions peut être obtenu par le faisceau laser oscillant ou par la superposition partielle des bandes trempées successivement. La largeur des bandes obtenues est limitée par la valeur de la puissance du laser utilisé.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 242–247

CD : 621.785.52

Cojocaru, N. et Cojocaru, Doina : **L'optimisation du processus de cémentation par le carbone appliqué à l'acier 12Cr130**

L'article présente des données concernant la carburation de l'acier 12Cr130 en milieu solide. Pour déterminer la composition optima du milieu solide (charbon de bois + $BaCO_3$ + $NaHCO_3$) et les valeurs des paramètres technologiques du processus pour lesquelles on obtient une augmentation maxima du poid des eprouvettes à cause des phenomènes d'adsorbtion et de diffusion, on a utilisé la méthode de l'expériment programmé.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 248–254

CD : 621.771.8 : 669–41

Șuteu, P., Popa, C., Chirilă, M., Luca, V., Groza, Ioana, Ehrlich, D. et Constantinescu, Al. : **Les propriétés des tôles plaquées par explosion**

On présente une technologie de placage par explosion des tôles en acier au carbone avec des matériaux de revêtement ferreux et nonferreux, utilisés fréquement dans la construction de récipients sous pressions, destinés au transport des agents chimiques corrosifs.

Les résultats des testes mécaniques des tôles plaquées et les analyses structurales effectuées montrent que le procédé technologique de placage par explosion assure des produits de qualité à condition que les caractéristiques mécaniques et la structure métallographique des matériaux soient adéquates.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 255–258

CD : 62–419 :4 : 621.791

Ciocan, Anișoara, Ciocan, N. et Vasile, I. : **Recherches concernant le placage de l'acier par alliages non-ferreux antifriction à dureté élevée**

On présente des aspects concernant le placage des aciers par alliages antifriction à dureté élevée en utilisant le procedé WIG.

Les résultats obtenus permettent d'établir des conclusions concernant la composition chimique de l'alliage de déposition, de même que les paramètres optimaux du régime de placage pour obtenir les propriétés technologiques imposées.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 259–260

CD : 541.135 : 669.295

Dinu, M. : **La purification du titane par la méthode de l'électrolyse en sels fondus (I)**

On étudie la réduction du $TiCl_4$ en bains de sels fondus $BaCl_2-CaCl_2-NaCl$ et $BaCl_2-KCl-LiCl$ aux températures de 370 et 550°C. On mesure les potentiels de réduction du titane par étapes : $Ti^{4+} \rightarrow Ti^{3+} \rightarrow Ti^{2+} \rightarrow Ti^{0}$

La réduction du titane c'est un processus électrochimique.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 261–263

CD : 657.471.11

Chirilă, M. : **Le taux „frais matériaux par unité de produit" dans l'industrie sidérurgique**

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 264–266

CD : 621.746.32

Naumescu, V., Bertalan, Georgeta, Cotoară, R., Bucșa, Steliana, Velisar, Anica, Bertalan, V., Preda, Filofteia et *Szelei, Rodica* : **L'ensamble en matériaux refractaires pour les busettes à tiroir des poches de coulée de l'acier**

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 267–270

CD : 669.131. : 621.81

Ripoșan, I., Sofroni, L. et *Chișamera, M.* : **La fonte à graphite vermiculaire — un nouveau matériel pour la coulée des pièces composantes des moteurs thermiques**

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 271–280

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 669.184.244.86:66.084

Мургулец, Н., Николае, А., Дина, Василика и *Джеорджеску, А.:* **Возможности получения сверхзвуковой энергии в рабочем пространстве кислородного конвертера для выплавки стали**

Исходя от положительного влияния сверхзвуковой энергии на различные физико-химические процессы, характеризуются возможности применения этой энергии в рабочем пространстве кислородных конвертеров. Представлены необходимые изменения для того чтобы классические посадки типа Laval преобразовать в ультразвуковые гидродинамические генераторы.

Анализированы проекты исполнения четырех типов посадок, генерирующие ультразвуки и имеющие шансы установки на концы фурм конвертеров.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 229–233

ДК: 662.61:536.46

Пилли, Н.: **Расчет коэффициента избытка воздуха при сгорании газообразного топлива**

Представлена расчетная формула избытка воздуха при сгорании различных топочных газов для применения которой нет необходимости познания химического состава первичного дутьевого воздуха, а лишь соединений топочных и горючих газов. Формула пригодна для тех случаях когда состав топочных и горючих газов дается для сухого или мокрого состояния.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 234–235

ДК: 621.785.6:669.14

Кошмеляцэ, Джеорджета и *Киркэ, Д.:* **Исследования относительно возможностей гарантирования закаливаемости сталей** 40Cr10 **и** 40Cr10

Работа изучает возможности получения улучшаемой стали 40 Cr 10 и 40BCr 10 для термообработки с гарантированной закаливаемостью. С этой целью проведены экспериментальные исследования над основными факторами (содержание углерода и легирующие элементы и величина аустенитного зерна), влияющие закаливаемость этих сталей. Для каждой плавки из этих двух исследуемых марок стали определены идеальный диаметр, D_i и критический реальный диаметр D_c (соответствующе для углерода, хрома, марганца и бора).

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 236–238

ДК: 621.785:669.14.018.298

Игнат, К.: **Влияние неусловных технологий термообработок на размерную стабилизацию подшипниковой стали**

В работе представлено размерное изменение во времени, измеренное на образцах French и подшипниковые кольца после 10, 20, 30 дней и далее, после 2 и 3 месяца.

Размерное изменение во времени была изучена на образцах, подвернутые после закалки циклическим отпускам, длительным отпускам или охлаждениям под 0°C последуемые отпускам, сравнительно с образцами претерпевшие классические обработки отпуска при 150—180°C с длительностью выдержки при постоянной температуре 3 часа.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 239–241

ДК: 621.785:621.378.3

Гуцу, И., Михэилеску, И. Н., Комэничю, Н., Дрэгэнеску, В., Мелман, А. и *Денгель, Н.:* **Исследования относительно термической обработки лазерными излучениями поверхностей больших размеров**

Работа представляет опытные результаты относительно термической обработки лазером CO_2 поверхностей больших размеров чем диаметр лазерного пятна.

Поверхностную термообработку лазерными излучениями можно получить колебательным лазерным лучом или частичным наложением последовательно закаленных лент. Ширина полученных лент ограничена значением применяемой лазерной мощности.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 242–247

ДК 621.785.52

Кожокару, Н. и *Кожокару, Дойна:* **Оптимизация процесса цементирования углеродом, применяемого стали 12Cr130**

В работе представлены данные относительно науглероживания в твердой среде стали 12Cr130. Для определения оптимального состава твердой среды (древесный уголь $+BaCO_3+NaHCO_3$) и величин технологических параметров процесса при которых получается максимальный рост в вессе, благодаря явлений адсорбции и диффузии применился метод программированного опыта.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 248–254

ДК: 621.771.8:669–41

Шутеу, Т., Попа, К., Кирилэ, М., Лука, В., Гроза, Иоана, Эрлих. Д. и *Константинеску, А.:* **Свойства плакированных листов взрывом**

Представлена технология плакирования взрывом листовой углеродистой стали черными и цветными материалами, часто применяемые в строении сосудов под давлением, в которых транспортируются коррозионные химические агенты.

Результаты механических испытаний плакированных листов и проведенные структурные анализы показывают , что технологический процесс плакирования взрывом обеспечивает качественные изделия в той мере при которых механические характеристики и металлографическая структура исходных материалов соответствующие.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 255–258

ДК: 62–419.4:621.791

Чекан, Анишоара, Чекан, Н. и *Василе, И.:* **Исследования относительно плакирования стали антифрикционными цветными сплавами повышенной твердостью**

Работа представляет аспекты .относительно плакирования стали антифрикционными цветными сплавами повышенной твердостью способом WIG.

Полученные результаты приводят к выводу о химическом составе осадочного сплава, а также и о оптимальных параметрах режима плакирования для получения заданных технологических свойств.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 259–260

ДК: 541.135:669.295

Дину, М.: **Очистка титана методом электролиза в расплавленных солях (I)**

Изучается восстановление соединения $TiCl_4$ в ваннах расплавленных солей: $BaCl_2 - CaCl_2 - NaCl$ и $BaCl_2 - KCl - LiCl$ при температурах 370 и 550°C. Измеряются потенциалы восстановления титана в ступенях $Ti^{4+} \rightarrow Ti^{3+} \rightarrow Ti^{2+} \rightarrow Ti^{\circ}$.

Восстановление титана является электрохимическим процессом.

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 261–263

ДК: 667.471.11

Кирилэ, М.: **Показатель „материальные расходы на единицу изделия" в металлургической промышленности.**

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 264–266

ДК: 621.746.32

Наумеску, В., Берталан, Джорджета, Котоарэ, Р., Букша, Стелиана, Велисар, Аника, Берталан, В., Прёда, Филовтея и *Селей, Родика:* **Огнеупорный ансамбль для шиберных затворов сталеразливочных ковшей**

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 267–270

ДК: 669.131.7:621.8

Рипошан, И., Софрони, Л. и *Кишамера, М.:* **Чугун с вермикулярным графитом — новый материал для отливки компонентов тепловых двигателей**

Metalurgia 36 (1984), nr. 5, p. 271–280

METALURGIA 5

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1984

Posibilităţi de obţinere a energiei ultrasonice în spaţiul de lucru al convertizoarelor cu oxigen pentru elaborarea oţelului

Prof. dr. ing. N. Murguleţ,
dr. ing. A. Nicolae, ing. Vasilica Dina
Institutul politehnic — Bucureşti
dr. ing. Al. Georgescu
Combinatul siderurgic — Galaţi

CZ : 669.184.244.86 : 66.084

Pornind de la influenţa pozitivă pe care o are energia ultrasonică asupra diverselor procese fizice şi chimice din alte ramuri ale tehnicii, un colectiv mixt de cercetători de la Facultatea de metalurgie din Bucureşti şi Combinatul siderurgic din Galaţi a iniţiat şi efectuat cercetări de laborator şi industriale privind posibilitatea intensificării procesului de elaborare a oţelului în convertizoare cu oxigen, folosind această nouă tehnică şi tehnologie ce constă în utilizarea energiei ultrasonore purtate de jetul de oxigen suflat în condiţii speciale.

În acest caz, o primă atenţie trebuie acordată posibilităţilor reale de obţinere a energiei ultrasonice, ştiindu-se că în momentul de faţă se folosesc două căi principale : generarea energiei ultrasonore prin metode de natură electrică şi generarea prin metode hidrodinamice. Avîndu-se în vedere prezenţa unui jet de gaz suflat prin ajutaje, se apreciază că procedeul cu şanse reale de aplicare şi eficienţă sporită în condiţiile concrete pe care le oferă convertizorul le are metoda de generare a energiei sonore pe cale hidrodinamică.

Obiectul lucrării de faţă îl constituie studiul posibilităţilor de generare a energiei ultrasonice pe cale hidrodinamică şi anume prin modificarea constructivă a lăncii, astfel încît ajutajele ei să devină generatoare de ultrasunete. Posibilitatea intensificării proceselor care au loc la contactul jet de oxigen — topitură se poate demonstra pe scurt pe baza unor considerente care vor fi prezentate în cele ce urmează.

Astfel, după cum se vede din schemele prezentate în figura 1, în cazul ajutajelor clasice (convenţionale), un jet la care în amonte de lance se măsoară presiunea p_1 ajunge la suprafaţa băii cu presiunea p_2, iar energia E_2 a jetului este energie de natură preponderent mecanică, obţinîndu-se efectele cunoscute : (apariţia cavitaţiei, amestecarea topiturii metalice cu zgura, formarea stropilor etc.) Dacă se înlocuieşte lancea clasică printr-o lance cu ajutaje generatoare de ultrasunete (fig. 1, *b*) şi jetul are în amonte aceeaşi presiune p_1, o parte din energia mecanică a jetului se trans-

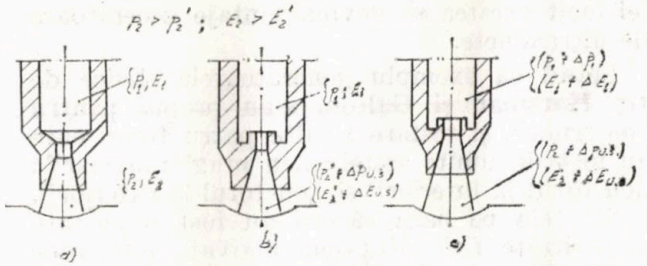


Fig. 1. Schema transformărilor energetice principale : *a)* ajutaj clasic ; *b)* ajutaj generator ultrasonic ; *c)* ajutaj generator ultrasonic cu presiune mărită

formă în energie ultrasonică şi jetul ajunge la suprafaţa băii cu o presiune mecanică $p_2' < p_2$, plus o presiune dată de undele sonore, Δpus. Aceasta face ca în zona de impact energia totală a jetului să se compună din energia mecanică E_2' (mai mică decît în primul caz) şi energia ultrasonică ΔE_{us}. Deoarece energia mecanică a jetului este mai mică, efectele mecanice menţionate sînt mai reduse, în schimb energia ultrasonoră apărută influenţează pozitiv procesele fizico-chimice (în special transferul de masă şi de căldură) din zona de reacţie, în sensul intensificării lor. Nu este exclus ca în măsura în care micşorarea energiei mecanice a jetului nu este compensată de efectul pozitiv al energiei ultrasonore, suflarea la aceeaşi presiune p_1 să nu fie avantajoasă pentru lănci activate ultrasonic. Din cele prezentate rezultă că soluţia recomandabilă este cea din figura 1, *c*, adică suflarea prin lănci cu generatoare ultrasonore la presiuni mărite cu Δp_1 ,ceea ce face ca la suprafaţa băii jetul să ajungă cu energia totală alcătuită din energia mecanică pe care o are

la lăncile clasice, plus energia ultrasonoră, aceasta creînd posibilitatea intensificării proceselor fizico-chimice la zona de impact, fără a accentua efectele de natură mecanică de la contactul jet de oxigen — topitură.

Problema presiunii de suflare a jeturilor, respectiv a debitelor utilizate se pune și în cazul unor intensități de suflare sporite. După cum este cunoscut, depășirea unui debit specific i_{opt} (după unii autori cca 5 m³/t. min) devine dezavantajoasă în special datorită efectelor de natură mecanică ale interacțiunii jet — topitură și a scăderii vitezei de decarburare a băii în ultima perioadă de suflare. În aceste situații, prin utilizarea lăncilor cu ajutaje ultrasonore se poate mări presiunea de suflare peste cea corespunzătoare lui i_{opt}, astfel încît la aceeași intensitate a fenomenelor mecanice date de i_{opt} să se adauge energia ultrasonoră care poate intensifica, de exemplu, reacția de decarburare.

Așa după cum s-a arătat mai sus, metoda practică de obținere a energiei ultrasonice în spațiul de lucru al convertizorului constă în modificarea constructivă a ajutajelor, astfel încît acestea să devină ajutaje generatoare de ultrasunete.

Luînd ca exemplu generatoarele clasice de tip Hartman și Galton, s-au propus pentru construcție și testare și alte patru tipuri care au fost denumite astfel: „cu prag"; „inelar"; „cu torul la interior" și „cu torul la exterior".

Schițele pe baza cărora au fost proiectate și realizate fizic ajutajele activate ultrasonic sînt prezentate în figura 2, iar schița unui cap de lance dotat cu un astfel de ajutaj este redată în figura 3.

Pentru a se concepe modificările constructive, s-a pornit de la generatorul clasic de ultrasunete, realizat de Galton și Hartman,

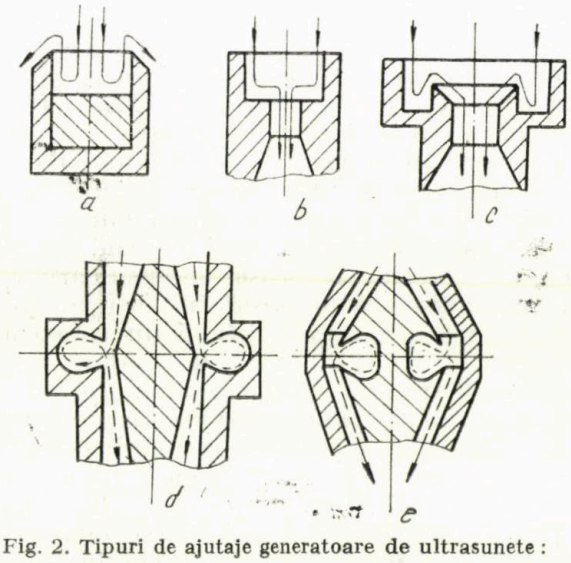


Fig. 2. Tipuri de ajutaje generatoare de ultrasunete:
a) clasic (Hartman); *b)* cu prag; *c)* inelar; *d)* cu torul la exterior; *e)* cu torul la interior

generator care însă la o analiză mai atentă ar prezenta unele inconveniente pentru utilizarea lui în lăncile convertizoarelor. Astfel, prin construcția sa, generatorul Galton presupune un spațiu liber între tubul de aducțiune a gazului și rezonator, lucru care practic este dificil de realizat în capetele de lance. De asemenea, așa cum se arată în literatură, la dimensiuni mari aceste generatoare au randamente scăzute de transformare a energiei mecanice a jetului în energie acustică. În eventualitatea folosirii lor la lăncile convertizoarelor s-ar fi ajuns la dimensiuni nepracticabile, avînd în vedere presiunile mari (6 —14 bar) și debitele ridicate (300 — 500 m³/min) întîlnite la suflarea oxigenului în convertizoare.

Din aceste cauze s-au imaginat, proiectat și realizat la scară industrială alte tipuri de generatoare ultrasonore, dintre care s-au reținut pentru cercetări experimentale următoarele variante: generator inelar fără miez (care va fi notat în continuare cu simbolul AI), generator inelar cu miez (AIM), generator toroidal cu torul la exterior (AT_0E) și generator toroidal cu torul la interior (AT_0I).

Pentru proiectarea ajutajelor generatoare de ultrasunete AI și AIM, care ca formă sînt asemănătoare cu generatoarele Galton, era necesară cunoașterea influenței pe care ar avea-o anumite caracteristici constructive ale ajutajului ultrasonic asupra performanțelor acustice ale jetului. În acest scop, s-au efectuat cercetări la scară de laborator, privind modul în care variază nivelul sonor al cîmpului sonic dat de jet, în funcție de caracteristicile constructive ale generatorului Galton. Dintre aceste caracteristici s-a insistat asupra influenței pe care o au adîncimea

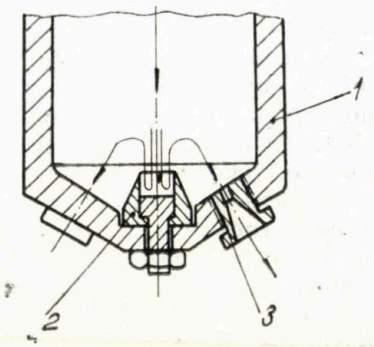


Fig. 3. Schiță pentru proiectele capetelor de lance:
1 — corpul capului de lance; *2* — ajutaj generator de ultrasunete; *3* — ajutaj lateral clasic

camerei de rezonanță (l_1), distanța dintre tubul de aducțiune și camera de rezonanță (l_2), precum și raportul dintre aceste două caracteristici constructive ale generatorului.

Rezultatele încercărilor efectuate prin această serie experimentală, privind suflarea aeru-

Tabelul 1

Nivelurile sonore N_s pentru generatorul clasic

l_1 (mm)	l_2 (mm)	P_{aer} (bar)	l_1/l_2	N_s (dB) frecvența (kHz) 16	31,5	63	100
3	4	5	0,75	96	106	100	92
	6	5	0,50	112	115	107	96
	8	6	0,37	131	122	112	100
	13	6	0,23	130	120	110	95
5	4	5	1,25	102	112	102	93
	6	6	0,83	99	110	111	98
	8	6,4	0,62	115	114	110	97
	13	6	0,38	125	123	109	96
7	4	6	1,75	113	110	101	92
	6	6,5	1,16	101	111	103	94
	8	6	0,88	115	117	110	97
	13	6	0,54	122	125	108	95

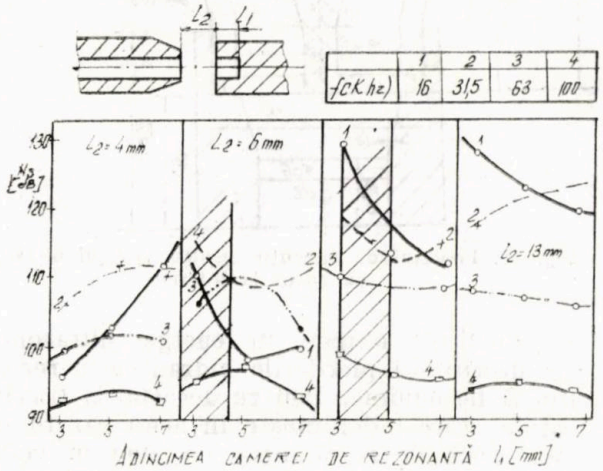


Fig. 4. Influența adîncimii camerei de rezonanță asupra nivelului sonor al cîmpului ultrasonic

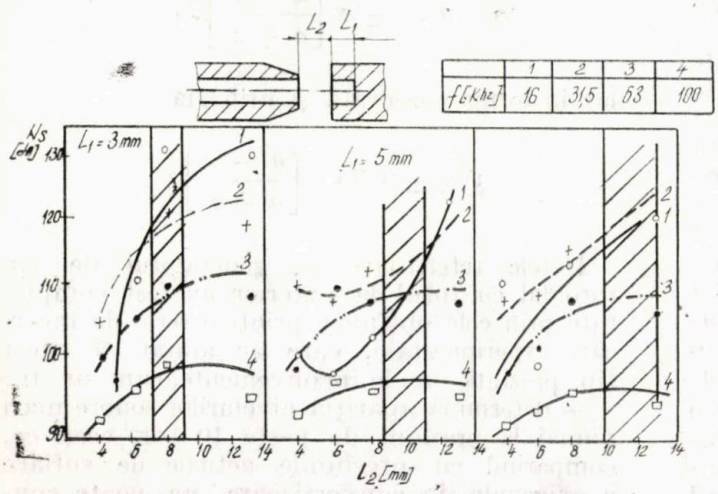


Fig. 5. Influența distanței dintre ajutaj și camera de rezonanță asupra nivelului sonor al cîmpului ultrasonic

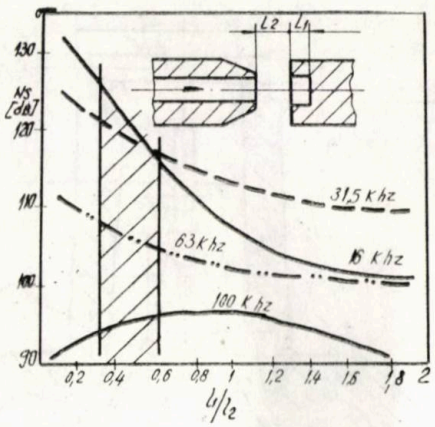


Fig. 6. Relația dintre raportul caracteristicilor constructive ale generatorului și punctul sonor

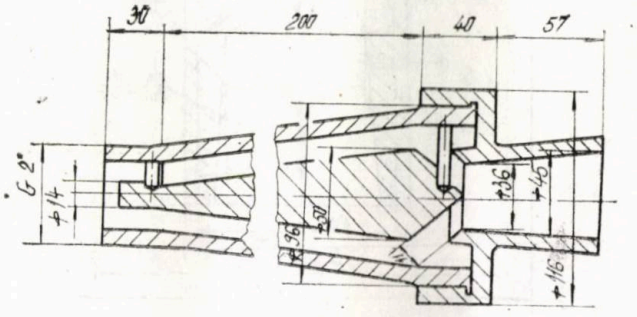


Fig. 7. Proiectul de execuție pentru ajutajul ultrasonic de tip inelar cu miez

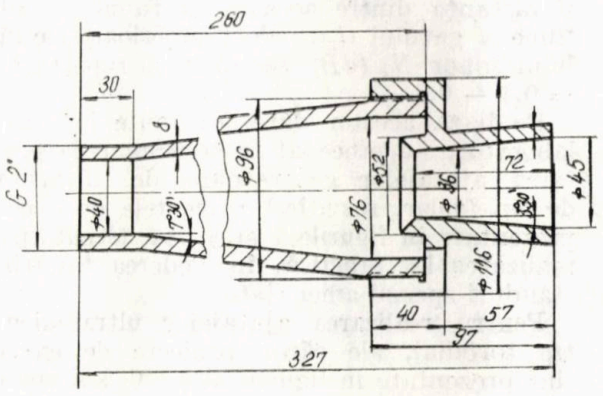


Fig. 8. Proiectul de execuție pentru ajutajul ultrasonic de tip inelar fără miez

lui furnizat de un compresor, sînt date în tabelul 1, iar prelucrarea lor grafică, în figurile 4 — 6.

Cercetarea comportării generatoarelor ultrasonore hidrodinamice de tip Galton, din punct de vedere al nivelului sonor obținut în cîmpul ultrasonic, scoate în evidență faptul că performanțe superioare se obțin la anumite valori optime ale caracteristicilor constructive (fig. 4 — 6). Dacă se admit, ca dimensiuni caracteristice, adîncimea camerei de rezonanță (l_1)

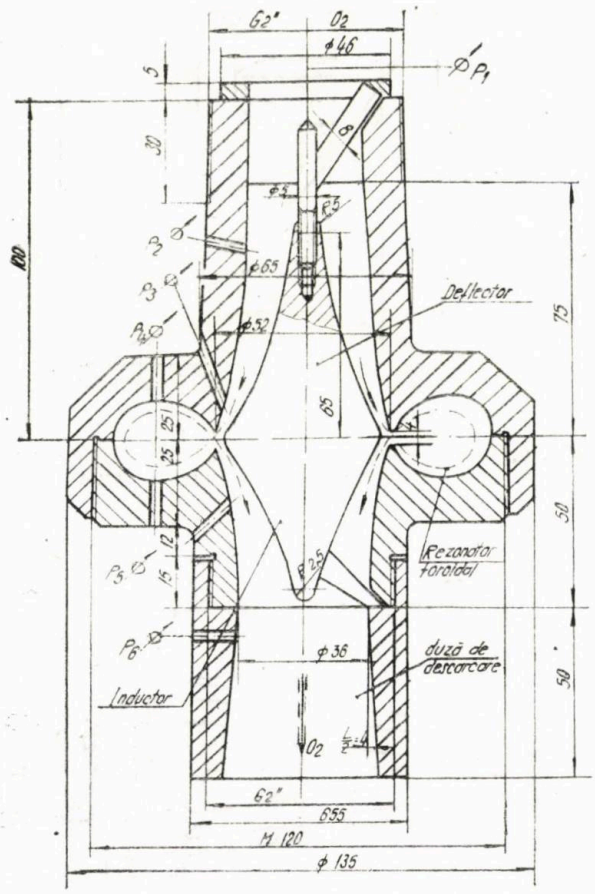


Fig. 9. Proiectul de execuţie pentru ajutajul ultrasonic cu torul la exterior

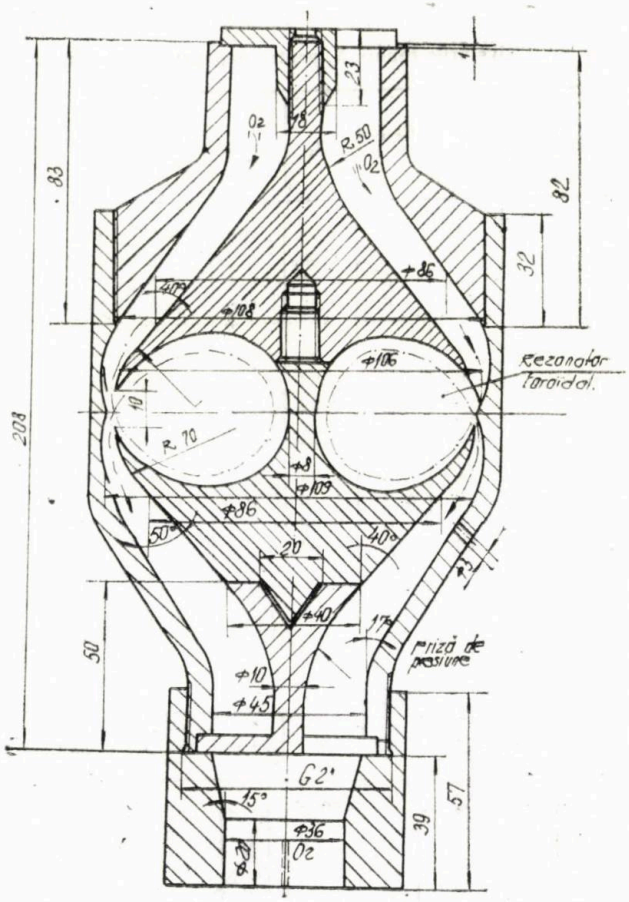


Fig. 10. Proiectul de execuţie pentru ajutajul ultrasonic cu torul la interior

şi distanţa dintre aceasta şi tubul de aducţiune a gazului (l_2), valori superioare ale nivelului sonor N_s (dB) se obţin la raporturi $l_1/l_2 = 0{,}4 - 0{,}6$.

Pe baza acestor date, obţinute la faza de laborator, s-a procedat în continuare la proiectarea ajutajelor generatoare de ultrasunete de tip inelar, rezultînd proiectele de execuţie prezentate în figurile 7 şi 8. S-a trecut apoi la realizarea lor practică, în vederea testării pe standuri special amenajate.

Pentru realizarea ajutajelor ultrasonice de tip toroidal, ale căror proiecte de execuţie sînt prezentate în figurile 9 şi 10, s-a apreciat că este necesar ca aceste generatoare să emită ultrasunete într-o gamă cît mai largă de variaţie a presiunii şi debitului de gaz. De asemenea, s-a stabilit ca generatorul să fie realizat pentru un singur jet, cu un debit de oxigen echivalent cu jeturile industriale şi să aibă gabarit corespunzător posibilităţilor de încadrare în construcţia actuală a lăncii sau într-o construcţie a acesteia permisă de convertizor.

Pentru aceasta s-a imaginat o construcţie de generator hidrodinamic care foloseşte principiul detentei şi recirculării forţate a fluidului într-un tor. Pentru a se realiza un grad maxim de transformare a energiei mecanice a jetului de oxigen în energie ultrasonică, s-a urmărit ca pierderile hidraulice în rezonator să fie minime. Pentru aceasta, la trasarea torului, care îndeplineşte în acest caz funcţia de cameră de rezonanţă, s-a avut în vedere o curgere a fluidului după curba matematică de formă strofoidă corectată, a cărei ecuaţie clasică este :

$$y = \pm x \left[\frac{a - x}{a + x}\right]^{\frac{1}{2}},$$

iar în forma corectată şi utilizată :

$$y = \pm 1{,}35\, x \left[\frac{a - x}{a + x}\right]^{\frac{1}{2}}$$

Datele referitoare la generatorul de tip toroidal cu torul la exterior au fost completate prin cele obţinute printr-o serie de încercări experimentale, care au arătat că acest tip prezintă unele inconveniente, cum ar fi :

— determină apariţia nivelurilor sonore mari numai la presiuni de peste 10 bar, ceea ce, comparînd cu presiunile actuale de suflare a oxigenului în convertizoare, nu poate constitui un avantaj ;

— gabaritul mare al acestui generator depăşeşte limitele de încadrare a sa în construcţia actuală a lăncilor folosite în mod curent la C.S. Galaţi.

Din aceste cauze s-a imaginat cel de al doilea tip de generator torodial, cel cu torul la interior. Profilul său a rezultat pe baza unei ecuaţii matematice apropiate de strofoida teoretică inversată (cu axa *oy* deplasată) de forma :

$$\rho = \frac{50}{\cos^3 \frac{\theta}{3}}$$

În această nouă construcţie s-a reuşit mărirea secţiunii torului, ceea ce a condus la creşterea detentei şi gradului de recirculare a gazului.

Această soluţie constructivă a permis restrângerea gabaritului ajutajului, ceea ce permite posibilitatea încadrării sale în capul de lance actual. De asemenea, încercări de testare acustică preliminare au arătat că el este superior tipului cu torul la exterior.

Aceste patru tipuri de ajutaje generatoare ultrasonice, realizate la scară industrială (capabile să preia presiunile şi debitele de oxigen înregistrate în mod curent la convertizoare), urmează a fi testate din punct de vedere energetic pe instalaţii speciale, după care, pentru a fi folosite la convertizor, vor fi montate în capete de lănci [1].

BIBLIOGRAFIE

[1] Murguleţ, N. ş.a. *Procedeu şi lance metalurgică.* Brevet R.S.R., nr. 76446/1980.

RECENZIE

Dr. ing. Hildegard Protopopescu
Metalografie şi tratamente termice
Editura didactică şi pedagogică — Bucureşti, 1983

Lucrarea cuprinde un număr de 446 pagini şi 16 planşe color şi se adresează atît studenţilor din învăţământul metalurgic — specializarea turnătorie — , cît şi cadrelor didactice, inginerilor şi tehnicienilor din domeniul metalurgiei, construcţiilor de maşini şi transporturilor, care elaborează, prelucrează şi utilizează materiale metalice.

Sintetizînd experienţa îndelungată a autoarei — didactică şi de cercetare ştiinţifică — lucrarea abordează, în cele 20 de capitole, aspectele teoretice şi practice ale corelaţiei dintre compoziţia chimică, structura, proprietăţile şi utilizările materialelor metalice, în dependenţă de diagramele de echilibru fazic şi procedeele tehnologice de elaborare, turnare, prelucrări plastice şi termice. Primele 8 capitole tratează despre structura materialelor metalice, de la tipurile de reţele cristaline, pînă la formarea structurii micro-şi macroscopice a pieselor turnate, precum şi mijloacele de evidenţiere şi cercetare a acestora.

Un accent deosebit se pune pe problemele teoretice şi consecinţele practice ale proceselor de solidificare în capitolul „Cristalizarea metalelor" (capitolul 4), sugerînd posibilităţile de dirijare a structurilor primare în lingouri şi piesele turnate, inclusiv a evitării sau limitării defectelor conexe (retasuri, porozităţi, tensiuni interne remanente). Într-o manieră originală se prezintă şi se explică „Diagramele de echilibru termic ale sistemelor de aliaje binare" (capitolul 5) şi „Diagrama fier-carbon" (capitolul 8) pe aliaje industriale concrete ale căror structuri formate succesiv la răcire — în condiţii de echilibru şi în afară de echilibru — sînt reprezentate prin scheme şi micrografii, concomitent cu valorile comparative ale caracteristicilor fizico-mecanice adecvate acestor stări. În acest fel se subliniază importanţa ştiinţifică a cunoaşterii diagramelor de echilibru pentru practica turnătoriilor şi tratamentelor termice.

Partea a doua a cărţii (capitolele 9—20) cuprinde tratamentele termice şi termochimice aplicate oţelurilor carbon şi fontelor, precum şi caracterizarea grupelor de aliaje industriale feroase (oţeluri aliate, fonte aliate) şi neferoase (aliaje de aluminiu, magneziu, cupru, nichel, titan etc.), din punct de vedere al performanţelor actuale realizate şi al tratamentelor termice specifice. Este de apreciat străduinţa şi reuşita autoarei de a prezenta la un înalt nivel ştiinţific, dar cu accesibilitate didactică, cele mai recente realizări din R.S. România şi pe plan mondial în domeniul materialelor metalice, al metalografiei şi tratamentelor termice. Se subliniază, în concordanţă cu procesul actual de reînnoire calitativă a producţiei autohtone de metale — în sensul valorificării lor superioare şi al formării gîndirii ştiinţifice a tinerei generaţii — criteriile de alegere a materialelor metalice pentru diferite aplicaţii şi tehnologiile optime.

În comparaţie cu alte lucrări de specialitate, publicate în ultimii ani în domeniul metalurgiei fizice, studiului metalelor şi tratamentelor termice, cartea „Metalografie şi tratamente termice" se distinge prin caracterul unic, specific, de tratare — conform programei analitice — a materialelor metalice destinate turnătoriilor, precum şi a tratamentelor termice adecvate pieselor turnate. De asemenea, este originală în modul de sistematizare şi abordare a problemelor teoretice şi tehnologice, prin ilustrarea grafică bogată în diagrame, micrografii şi micrografii optice şi electronice, în alb negru şi color, realizate personal de autoare.

În consecinţă, cartea se recomandă de la sine pentru toţi specialiştii, ingineri, subingineri, tehnicieni şi studenţi, care sînt interesaţi în domeniile metalografiei şi tratamentelor termice.

Prof. dr. ing. L. Sofroni

Calculul coeficientului excesului de aer la arderea combustibililor gazoşi

N. Pilly

CZ: 662.61 : 536.46

În cuptoarele de încălzire, arderea combustibililor gazoşi se conduce astfel încît să fie cît mai completă.

Arderea ideală din punct de vedere al utilizării energiei chimice a combustibilului este aceea în care în gazul ars nu există gaze combustibile, iar coeficientul excesului de aer este egal cu 1. Este cazul arderii complete stoichiometrice numită şi „teoretică" a combustibilului.

Pentru realizarea arderii cît mai complete şi cu un coeficient al excesului de aer minim, la un cuptor de încălzire dat, este importantă reglarea arderii prin parametrii gazului sau amestecului de gaze combustibile singure sau şi cu gaz recirculat a aerului de combustie şi a proporţiilor dintre ele.

O importanţă deosebită o are cunoaşterea coeficientului excesului de aer, acolo unde pentru a realiza o temperatură mai mică şi anumită a flăcării este obligatorie menţinerea unui coeficient mărit şi anumit al excesului de aer.

Un calcul exact al arderii şi al indicilor care o caracterizează, inclusiv al indicelui excesului de aer, se poate realiza întocmind şi rezolvînd un sistem de ecuaţii care în principal descrie bilanţul azotului, oxigenului, carbonului şi bilanţul termic [1].

Există formule de calcul pentru diverse situaţii din practică [2] — [4]. Cele mai exacte pretind însă cunoaşterea unor date care nu stau la îndemînă sau pot fi determinate dificil şi imprecis, cum ar fi de exemplu compoziţia chimică a gazului de combustie şi a gazului de ardere în stare umedă şi compoziţia aerului de combustie.

În cele ce urmează se deduce o formulă valabilă pentru orice fel de gaz de combustie (natural, de furnal, de cocserie, de generator etc.) atît pentru cazul cînd compoziţia gazului de combustie şi de ardere se dă pentru starea uscată sau umedă a acestora, cît şi pentru orice compoziţie a aerului. Compoziţia aerului nu trebuie să fie cunoscută.

Notaţii

λ este coeficientul excesului de aer, m_0^3/m_0^3;

V_{ac}, V_{ac}^{st} — volumul aerului de combustie real, respectiv al aerului de combustie pentru ardere completă stoichiometrică, m_0^3;

V_{O_2}, $V_{O_2}^{st}$ — volumul oxigenului de combustie real, respectiv al oxigenului de combustie pentru ardere completă stoichiometrică, m_0^3;

V_{ge}, V_{ga} — volumul gazului de combustie, respectiv al gazului de ardere, m_0^3;

ΔV_{O_2} — cantitatea de oxigen în exces sau în deficit, în raport cu cea necesară arderii complete, stoichiometrice a nearselor, $m_0^3/m_0^3\ V_{ga}$;

O_2', CO_2', CO', H_2', CH_4', C_2H_4', C_2H_6', C_3H_6', C_3H_8' etc. — conţinuturi în fracţiuni din unitate (sau %) în gazul de ardere;

CO_2, CO, H_2, CH_4, C_2H_4, C_2H_6, C_3H_6, C_3H_8 etc. — conţinuturi în fracţiuni din unitate (sau %) în gazul de combustie.

Se deduce:

$$\lambda = \frac{V_{ac}}{V_{ac}^{st}} = \frac{V_{O_2}}{V_{O_2}^{st}} = \frac{V_{O_2}^{st} + V_{ga}\,\Delta V_{O_2}}{V_{O_2}^{st}} =$$

$$= 1 + V_{ga}\frac{\Delta V_{O_2}}{V_{O_2}^{st}} \quad (1 \ldots 1'''')$$

Din bilanţul carbonului:

$$\frac{12}{22{,}4} \cdot V_{gc} \cdot [CO_2 + CO + CH_4 + 2(C_2H_4 +$$

$$+ C_2H_6) + 3C_3H_6 + \ldots] = \frac{12}{22{,}4} \cdot V_{ga} \cdot$$

$$\cdot [CO_2' + CO' + CH_4' + 2(C_2H_4' + C_2H_6') +$$

$$+ 3C_3H_6' + \ldots] \qquad (2)$$

se obţine, luînd $V_{gc} = 1$:

$$V_{ga} = \frac{CO_2 + CO + CH_4 + 2(C_2H_4 + C_2H_6) + 3C_3H_6 + \ldots}{CO_2' + CO' + CH_4' + 2(C_2H_4' + C_2H_6') + 3C_3H_6' + \ldots},$$

$$m_0^3/m_0^3\ V_{gc} \qquad (3)$$

Avînd

$$\Delta V_{O_2} = O_2' - [0{,}5\,(CO' + H_2') + 2CH_4' +$$

$$+ 3C_2H_4' + 3{,}5\ C_2H_6' + 4{,}5C_3H_6' + \ldots],\ m_0^3/m_0^3 V_{ga} \qquad (4)$$

și

$$V_{O_2}^{st} = 0{,}5(CO + H_2) + 2CH_4 + 3C_2H_4 + +3C_2H_4 + 3{,}5C_2H_6 + 4{,}5C_3H_6 + \ldots,\ m_0^3/m_0^3 V_{gc} \quad (5)$$

și înlocuind în (1'''') relațiile (3) (4) și (5) se obține :

$$\lambda = 1 + \frac{CO_2 + CO + CH_4 + 2(C_2H_4 + C_2H_6) + 3C_3H_6 + \ldots}{CO_2' + CO' + CH_4' + \ldots} \cdot \frac{O_2' - [0{,}5(CO' + H_2') + 2CH_4' + \ldots]}{0{,}5(CO + H_2) + 2CH_4 + 3C_2H_4 + + 3{,}5C_2H_6 + 4{,}5C_3H_6 + \ldots} \quad (6)$$

Obișnuit, gazul de ardere nu conține, ca nearse, decît cel mult CO', H'_2 și CH'_4. Relația (6) poate fi completată pentru cazul în care gazul de combustie aduce și alți compuși combustibili (H_2S).

BIBLIOGRAFIE

[1] Pilly, N. *Aspecte ale utilizării raționale a căldurii în instalația de preîncălzire a aerului pentru furnal.* Sesiunea de comunicări științifice consacrată „Zilei metalurgistului", București, 12–14 sept., 1973.

[2] * * * *Manualul inginerului termotehnician.* București, E.T., 1961. vol. 1, p. 413–415.

[3] Berinde, T. și colectiv. *Întocmirea și analiza bilanțurilor energetice în industrie.* București, E.T., vol. 1, 1976, p. 61–69.

[4] Agheenkov, V. G. și Mihin, Ia. *Calcule metalurgice.* București, E.T., 1964, p. 167–178.

REVISTA REVISTELOR

Neue Hütte, R.D.G., nr. 12, 1983

Insuflarea prafului de lignit în furnal prin procedeul KOSTE, p. 441 — Stadiul dezvoltării seriei de arzătoare de mare viteză, p. 445 — Situația internațională și utilizarea rațională a materiilor prime de cupru disponibile, p. 447 — Prelucrarea electrolitică a materiilor prime secundare pe bază de cupru, p. 452 — Contribuție la comportarea anodică a aliajelor binare de cupru-arsen și turnarea de cupru-arsen-antimoniu în electrolit sulfuric de sulfat de cupru, p. 461 — Raționalizarea circuitului de lubrifiant în instalații centrale de alimentare cu lubrifianți la un laminor, p. 465 — Exemple de utilizare a diagnozei în practica lucrărilor de întreținere, p. 467.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 1, 1984

Parametrii de deformare ai unor procedee de deformare la cald, p. 1 — Dezvoltarea și studierea unei metode de determinare a coeficientului de frecare μ la laminare, p. 7 — Determinarea factorilor de transfer pentru transformarea parametrilor energetici de la încercările pe model la execuția de bază, p. 11 — Încercări pe model pentru studierea fluxului de materiale la perforarea pieselor forjate liber, p. 13 — Studierea sculelor de prelucrare la cald defecte, p. 16 — Instalație de măsurare dilatometrică pentru determinarea influenței deformării la tracțiune asupra transformării γ/α a oțelului, p. 18 — Aplicarea procedeului integral la curgerea plastică a unei bare, pentru calcularea procesului de carburare, p. 21 — Formarea straturilor de carbură de titan pe substraturi nemetalice, p. 23 — Aprecierea rezistenței la coroziune a oțelului X40Cr13 cu ajutorul curbelor de densitate a curentului-potențial, p. 28 — Primul Congres european de oțel electric, p. 36 — Prima sesiune națională de defectoscopie, p. 37.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 2, 1984

Utilizarea gazului de convertizor în oțelăria cu insuflare de oxigen Rheinhausen a firmei Krupp Stahl AG, p. 61 — Preîncălzirea fierului vechi la Badische Stahlwerke, p. 68 — Economie de energie la o instalație de turnare continuă prin îmbunătățiri tehnice și tehnologice, p. 71 — Exigențele impuse de unitățile de întreținere constructorilor de cuptoare electrice, p. 77 — Utilizarea unui jgheab electromagnetic la o instalație de turnare continuă cu comandă prin transductoare de putere, p. 79 — Laminor de benzi la rece cu 6 cilindri, cu influențarea orizontală și verticală a distanței dintre cilindri, p. 83 — Utilizarea oțelurilor de construcție de înaltă rezistență, cu granulație fină, la construcția automacaralelor pentru temperaturi joase, p. 91.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 3, 1984

Experiențe tehnologice la un cuptor UHP al firmei Krupp Stahl AG în uzina din Bochum, p. 115 — Sistem de răcire a cuptoarelor electrice cu arc ale firmei Thyssen Niederrhein în Oberhausen, p. 123 — Tehnica de măsurare ca bază pentru înțelegerea procesului, p. 127 — Turnarea acoperită între cristalizor și distribuitor pentru îmbunătățirea gradului de puritate oxidică al semifabricatelor turnate continuu, p. 133 — Determinarea carbonului pe suprafața oțelului prin ardere directă în plasmă de oxigen, p. 141 — Sudarea tablelor groase din oțel X8Ni9, p. 145 — Coroziunea oțelului nealiat în apa marină, p. 151.

Cercetări privind posibilitățile de garantare a călibilității oțelurilor 40Cr10 și 40BCr10

Ing. Georgeta Coșmeleață și
dr. ing. D. Chircă
Institutul politehnic — București

CZ : 621.785.6 : 669.14

Lucrarea de față cuprinde cercetări privind factorii care influențează călibilitatea oțelurilor pentru construcții de mașini mărcile 40Cr10 și 40BCr10.

Metoda și materialul de cercetare

Pentru a stabili factorii principali și influența acestora asupra călibilității, s-a folosit, pentru aprecierea adîncimii de pătrundere a călirii, metoda de calcul pe baza coeficienților de multiplicare.

Pentru fiecare element de aliere este stabilit, pe baza unui mare număr de încercări, un anumit coeficient care, înmulțit cu conținutul în elementul respectiv și cu diametrul critic ideal al oțelului de bază (oțelul cu conținut de carbon egal cu al oțelului dat dar fără alte elemente de aliere) indică diametrul critic al oțelului a cărui adîncime de pătrundere urmează să se stabilească.

Valorile diametrului ideal al oțelului carbon este egal cu D_3C, unde C este conținutul în carbon, iar valorile lui D_3 se dau în tabelul 1, în funcție de mărimea grăuntelui austenitic al oțelului studiat.

Valorile coeficientului de multiplicare, pentru elementele de aliere ce intră în compoziția oțelurilor studiate, se prezintă în tabelul 2, a cărui influență asupra adîncimii de pătrundere a călirii scade odată cu creșterea conținutului de carbon în oțel, influența sa anulîndu-se pentru circa 0,9 %C. În acest fel, coeficientul de multiplicare a adîncimii de pătrundere a călirii în cazul oțelurilor cu un conținut de 0,001 — 0,005 %B este egal cu 1 + (0,9 %C).

Determinarea adîncimii de pătrundere a călirii, conform metodei descrise, s-a efectuat

Tabelul 1

Valorile lui D_3 în funcție de mărimea grăuntelui austenitic

Punctajul grăuntelui	Valorile lui D_3*)		Punctajul grăuntelui	Valorile lu D_3*)	
	țoli	mm		țoli	mm
1	0,546	13,9	6	0,356	9,3
2	0,504	12,8	7	0,338	8,6
3	0,465	11,8	8	0,312	7,9
4	0,429	10,8	9	0,288	7,3
5	0,397	10,1	10	0,266	6,7

* Valorile lui D_3 sînt pentru 50% martensită în structură, proporție adoptată și în standardul românesc pentru călibilitate.

Tabelul 2

Valorile coeficientului de multiplicare

Elementul de aliere	Coeficientul de multiplicare
Mn($\leq$1,6%)	1 + (1,5 — 1,55)*) Mn
Si($\leq$1%)	1 + 0,65 · Si
Ni	1 + 0,42 · Ni
Cr	1 + 2,25 Cr
Mo	1 + 2,96 Mo
P	1 + 2,5 P
S	1 + 1,2 S

*) Valoarea 1,50 este pentru temperatura de încălzire la 830°C, iar valoarea 1,55 este pentru temperatura de 870°C.

Tabelul 3

Compoziția chimică și mărimea grăuntelui austenitic a șarjelor din marca de oțel 40Cr10

Șarja	Elementele, %						Grăuntele austenitic, punctaj
	C	Mn	Si	P	S	Cr	
I	0,36	0,67	0,25	0,010	0,007	1,01	6 — 7
II	0,37	0,69	0,30	0,009	0,007	10,4	6 — 7
III	0,40	0,71	0,24	0,012	0,008	0,96	7 — 8
IV	0,39	0,64	0,35	0,012	0,016	1,00	7 — 8
V	0,41	0,63	0,27	0,016	0,020	1,05	7 — 8
VI	0,38	0,62	0,32	0,015	0,011	0,96	6 — 7
VII	0,44	0,60	0,23	0,014	0,021	1,01	8 — 9
VIII	0,42	0,68	0,31	0,016	0,016	1,04	8 — 9
IX	0,43	0,61	0,33	0,010	0,013	0,99	7 — 8

pentru două mărci de oțeluri pentru construcții de mașini de largă utilizare, 40Cr10 și 40BCr10 din STAS 791—80.

Materialul de experimentare a fost elaborat industrial și a provenit de la C.S.H., C.S.R. și I.S.C.T.

Pentru toate șarjele studiate s-a determinat compoziția chimică care este indicată în tabelele 3 și 4.

Șarjele au fost în așa fel selecționate, încît acoperă întregul interval de variație a compoziției chimice prevăzute în STAS 791—80.

De asemenea s-a mai determinat mărimea grăuntelui austenitic conform STAS 5490—80 (rezultatele sînt redate în tab. 3 și 4).

Tabelul 4

Compoziția chimică și mărimea grăuntelui austentic pentru marca de oțel 40BCr10

Șarja	Elemente, %							Grăunte austenitic, punctaj
	C	Mn	Si	P	S	Cr	B	
1	0,40	0,72	0,29	0,006	0,013	0,98	0,0027	*7—8*
2	0,36	0,64	0,28	0,015	0,016	0,94	0,0030	*6—7*
3	0,35	0,68	0,30	0,014	0,015	0,98	0,0021	*6—7*
4	0,43	0,70	0,34	0,010	0,019	0,91	0,0020	*8—9*
5	0,39	0,69	0,31	0,011	0,008	1,01	0,0029	*7—8*
6	0,38	0,67	0,33	0,012	0,014	0,98	0,0028	*7*
7	0,41	0,73	0,32	0,007	0,005	0,99	0,0022	*7—8*
8	0,42	0,71	0,36	0,009	0,007	0,93	0,0023	*8—9*
9	0,37	0,65	0,35	0,013	0,006	0,95	0,0024	*6—7*

Rezultatele obținute și interpretarea lor

Determinările au urmărit evaluarea cantitativă a efectelor individuale sau cumulative ale factorilor esențiali :

— conținutul în carbon și în elemente de aliere și mărimea grăuntelui austenitic care acționează asupra călibilității oțelurilor 40Cr10 și 40BCr10. În acest scop s-au determinat pentru fiecare șarjă din cele două mărci studiate : diametrul critic ideal D_i și diametrul critic ideal $D_{C_{Mn}}$, $D_{C_{Cr}}$. Rezultatele sînt prezentate în tabelele 5 și 6.

Tabelul 5

Valorile diametrului critic ideal și ale diametrului critic ideal $D_{C_{Mn}}$, $D_{C_{Cr}}$ pentru marca de oțel 40Cr10

Șarja	D_i	$D_{C_{Mn}}$	$D_{C_{Cr}}$
I	3,1	6,3	10,38
II	3,16	6,4	10,54
III	3,22	6,72	10,12
IV	3,18	6,23	10,35
V	3,23	6,27	10,7
VI	3,17	6,21	10,12
VII	3,27	6,13	10,38
VIII	3,24	6,38	10,54
IX	3,26	6,16	10,32

Tabelul 6

Valorile diametrului critic ideal și ale diametrului critic ideal $D_{C_{Mn}}$, $D_{C_{Cr}}$, D_{C_B} pentru marca de oțel 40BCr10

Șarja	D_i	$D_{C_{Mn}}$	$D_{C_{Cr}}$	D_{C_B}
1	3,22	6,89	10,31	4,83
2	3,1	6,23	10,00	4,87
3	3,08	6,32	10,31	4,88
4	3,26	6,70	9,95	4,79
5	3,18	6,40	10,38	4,85
6	3,17	6,30	10,31	4,86
7	3,23	6,90	10,32	4,81
8	3,24	6,72	9,98	4,80
9	3,16	6,28	9,98	4,86

Pe baza datelor din tabelele 5 și 6 s-au trasat curbele din figurile 1, 2 și 3.

Din figurile 1, 2 și 3 rezultă că cu creșterea conținutului în carbon, mangan și crom călibilitatea oțelului 40Cr10 crește. Cromul este elementul cu influența cea mai mare asupra călibilității oțelului 40Cr10.

Analizînd figurile 1, 2 și 3 rezultă că în cazul oțelului 40Cr10, carbonul, manganul și cromul măresc călibilitatea, iar cromul este elementul cu ponderea cea mai mare. Influența borului asupra călibilității oțelului 40BCr10

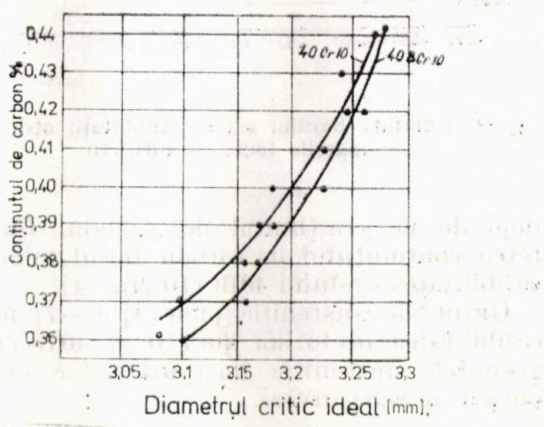


Fig. 1. Influența carbonului asupra călibilității oțelurilor din mărcile 40Cr10 și 40BCr10

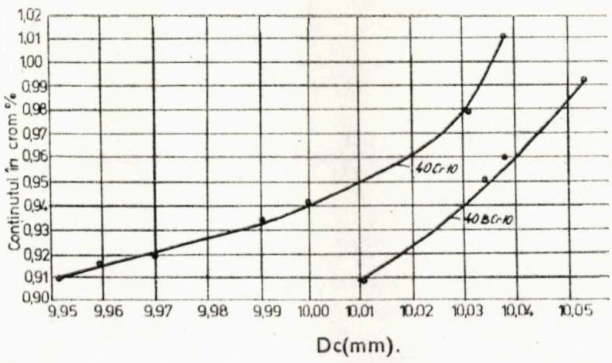


Fig. 2. Influența cromului asupra călibilității oțelurilor din mărcile 40Cr10 și 40BCr10

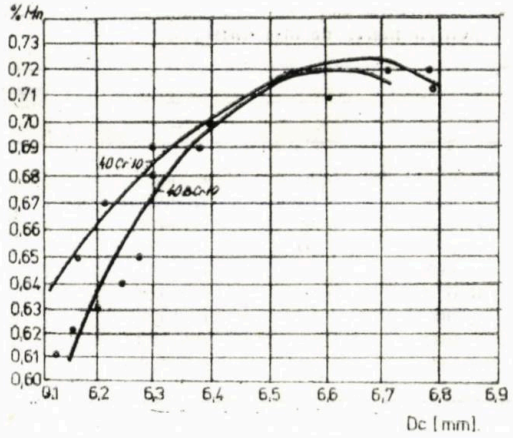


Fig. 3. Influența manganului asupra călibilității oțelurilor din mărcile 40Cr10 și 40BCr10

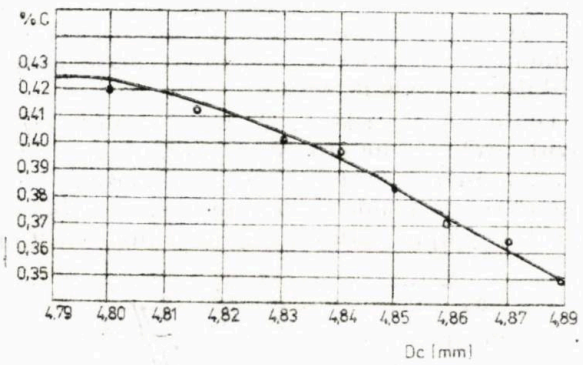


Fig. 4. Influența borului asupra călibilității oțelurilor din mărcile 40Cr10 și 40BCr10

depinde de conținutul de carbon. Cu creșterea conținutului de carbon borul micșorează călibilitatea oțelului 40BCr10 (fig. 4).

Grăuntele austenitic (punctaj *6—7*) mărește călibilitatea oțelurilor 40Cr10 și 40BCr10, iar grăuntele austenitic fin (punctaj *8—9*) acționează în sens invers.

Rezultă că pentru ca la aceste oțeluri să se garanteze călibilitatea, cerință impusă pe de o parte pentru micșorarea sensibilității la deformare în timpul tratamentului termic, iar pe de altă parte din cauza automatizării proceselor de tratament termic, este necesar :

— obținerea unei granulații austenitice prestabilite, iar conținutul în carbon și elemente de aliere să fie determinat în funcție de diametrul critic real la care trebuie să se ajungă ;

— în cazul oțelului 40BCr10, conținutul de bor să fie determinat în funcție de diametrul critic real și de conținutul în carbon.

Concluzii

Din datele obținute rezultă că :

— pentru a obține o călibilitate mare trebuie să se elaboreze șarje din oțel 40Cr10 și 40BCr10, cu grăunte austentic (punctaj *6—7*) și cu conținut în carbon, crom și mangan la limita superioară a intervalului de compoziție prescris în STAS 791—80 ;

— cromul este elementul de aliere care influențează în măsură cea mai mare călibilitatea acestor oțeluri ;

— influența borului asupra călibilității oțelului 40BCr10 depinde de conținutul în carbon.

Deci, pentru a obține o călibilitate garantată trebuie în primul rînd să se elaboreze oțelurile cu grăunte austenitic și compoziție chimică prestabilită.

BIBLIOGRAFIE

[1] Blanter, M. E. *Călibilitatea oțelului. Metalografia și tratamentul termic al oțelului*, vol. II. Moscova, 1962.

[2] Kaciano v, J. N. M. *Prokalivaemosti stali*. Moscova, Izd. Metallurghiia, 1964.

[3] Alexandre, B., Belneson, R. ș.a. *Etude des propriétés d'aciers*. În : Rev. de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 9, 1981.

Dr. ing. C. Ignat
Centrul de fizică tehnică — Iași

Influența unor tehnologii neconvenționale de tratament termic asupra stabilizării dimensionale a oțelurilor de rulmenți

CZ : 621.785 :669.14.018.298

Este cunoscut că variațiile dimensionale ale pieselor din oțel după tratamente termice sînt determinate de modificările structurale și de relaxarea tensiunilor. Modificările structurale pot provoca variații dimensionale prin transformarea austenitei reziduale — creștere de volum — și prin descompunerea martensitei — micșorare de volum.

Pentru asigurarea stabilității dimensionale a oțelurilor este necesar să se cunoască influența parametrilor tehnologici ai tratamentelor termice asupra cantității de austenită reziduală, gradului de descompunere a martensitei, morfologiei structurale și spectrului de tensiuni.

Pe lîngă stabilitatea dimensională în timp, elementelor de rulmenți li se condiționează valori în limite precise ale proprietăților mecanice, care sînt de asemenea dependente de compoziția chimică, cantitatea, mărimea, forma și distribuția componenților structurali, precum și de starea tensională.

În lucrări anterioare [1]—[5] s-a studiat influența parametrilor tehnologici ai călirii, revenirii și ai tratamentelor termice sub 0°C, urmate de revenire, asupra cantităților de austenită reziduală, martensită și carburi, precum și repartiția carburilor pe grupe de dimensiuni, rezultînd o serie de concluzii referitoare la alegerea regimului optim de tratament termic, în scopul asigurării stabilității dimensionale a oțelurilor de rulmenți RUL 1 și RUL 2.

Prezenta lucrare redă variațiile dimensionale în timp, după aplicarea diferitelor scheme de tratament.

Experimentări

Măsurările variațiilor dimensionale în timp pentru ambele oțeluri de rulmenți au fost executate pe inele de rulmenți (fig. 1) din producția curentă și pe epruvete French (fig. 2).

După recoacerea de globulizare practicată la F.R. Bîrlad atît inelele de rulmenți, cît și epruvetele French au fost supuse rectificării de degroșare.

Austenitizările s-au executat în băi de săruri la temperatura de 840°C, cu un timp de menținere de 30 min, de la egalizarea temperaturii în piese răcirea executîndu-se în ulei la temperatura de 40—50°C și apoi în apă curentă.

Imediat după operațiunea de călire, inelelor de rulmenți și epruvetelor French li s-au aplicat regimuri de tratament termic diferențiat, astfel :

1. — revenire la 170°C, cu menținere de 3 h și răcire în aer ;

2. — revenire la 190°C, cu menținere de 3 h și răcire în aer ;

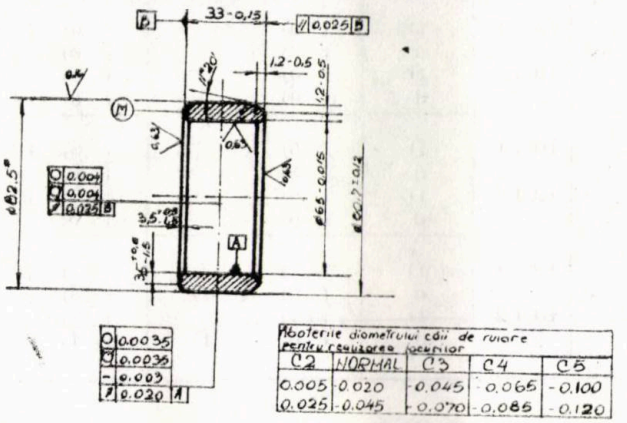


Fig. 1. Inel de rulmenți. Oțel RUL 1

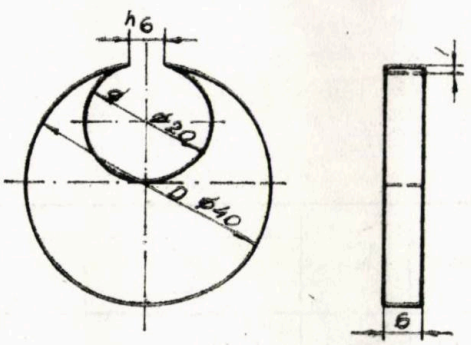


Fig. 2. Epruvetă French

3. — revenire la 210°C, cu menținere de 3 h și răcire în aer ;

4. — răcirea la — 60°C, cu menținere de 30 min, urmată de revenire la temperatura de 170°C, cu menținere de 1,5 h ;

5. — revenire la temperatura de 170°C, cu menținere de 8 h pentru oțelul RUL 1 și de 22 h pentru oțelul RUL 2 ;

6. — reveniri ciclice constînd din încălziri la temperatura de 170°C, menținere de 30 min, răciri în aer și repetarea operației de două ori pentru oțelul RUL 1 și de trei ori pentru oțelul RUL 2.

Tabelul 1

Var. de trat. ter.	Oțel	Dim. epruvetă	Variația dimensiunilor, μm				
			după 10 zile	după 20 zile	după 30 zile	după 2 luni	după 3 luni
1	RUL1	D	(+2)	(+2) −(+3)	(+3)	(+3) −(+4)	(+4)
		d	(+1)	(+1) −(+2)	(+2)	(+2) −(+3)	(+3)
	RUL2	D	(+3)	(+4) −(+5)	(+5)	(+5) −(+6)	(+6)
		d	(+2)	(+2) −(+3)	(+3)	(+3) −(+4)	(+4)
2	RUL1	D	(+2)	(+2) −(+3)	(+3)	(+3) −(+4)	(+3) −(+4)
		d	(+1)	(+2)	(+2)	(+2) −(+3)	(+2) −(+3)
	RUL2	D	(+3)	(+4)	(+4) −(+5)	(+5)	(+6)
		d	(+2)	(+2) −(+3)	(+2) −(+3)	(+3)	(+3) −(+4)
3	RUL1	D	(+1)	(+1)	(+2)	(+3)	(+3) −(+4)
		d	(0) −(+1)	(+1)	(+1)	(+1) −(+2)	(+2)
	RUL2	D	(+2)	(+2) −(+3)	(+2) −(+3)	(+3) −(+4)	(+4)
		d	(+1)	(+1) −(+2)	(+1) −(+2)	(+2) −(+3)	(+3)
4	RUL1	D	(0)	(0) −(−1)	(0) −(−1)	(−1)	(−1 −(−2)
		d	(0)	(0)	(0) −(−1)	(0) −(−1)	(0) −(−1)
	RUL2	D	(0)	(−1)	(−1)	(−1) −(−2)	(−2)
		d	(0)	(0)	(0) −(−1)	(0) −(−1)	(0) −(−1)
5	RUL1	D	(0)	(0) −(+1)	(+1)	(+1)	(+1) −(+2)
		d	(0)	(0)	(0) −(+1)	(0) −(+1)	(0) −(+1)
	RUL2	D	(0)	(0) −(+1)	(+1)	(+1)	(+1) −(+2)
		d	(0)	(0)	(0)	(0) −(+1)	(0) −(+1)
6	RUL1	D	(+1)	(+1) −(+2)	(+2)	(+2) −(+3)	(+3)
		d	(0) −(+1)	(0) −(+1)	(+1)	(+1) −(+2)	(+1) −(+2)
	RUL2	D	(+1)	(+2)	(+2)	(+3)	(+3)
		d	(0) −(+1)	(+1)	(+1) −(+2)	(+2)	(+2)

Tabelul 2

Var. de trat. ter.	Oțel	Dim. epruvetă	Variația dimensiunilor, μm				
			după 10 zile	după 20 zile	după 30 zile	după 2 luni	după 3 luni
1	RUL1	D	(+1)	(+2)	(+2)−(+3)	(+3)	(+3)
	RUL2	D	(+2)	(+2)−(+3)	(+3)	(+3)−(+4)	(+4)
2	RUL1	D	(+1)	(+1)−(+2)	(+2)	(+2)−(+3)	(+2)−(+3)
	RUL2	D	(+2)	(+2)−(+3)	(+3)	(+3)−(+4)	(+4)
3	RUL1	D	(0)−(+1)	(0)−(+1)	(+1)	(+1)−(+2)	(+2)
	RUL2	D	(+1)−(+2)	(+2)	(+2)−(+3)	(+2)−(+3)	(+3)−(+4)
4	RUL1	D	(0)	(0)	(0)−(−1)	(0)−(−1)	(−1)
	RUL2	D	(0)	(0)−(−1)	(0)−(−1)	(−1)	(−1)
5	RUL1	D	(0)	(0)−(+1)	(0)−(+1)	(0)−(+1)	(0)−(+1)
	RUL2	D	(0)	(0)−(+1)	(0)−(+1)	(0)−(+1)	(0)−(+1)
6	RUL1	D	(0)−(+1)	(0)−(+1)	(+1)	(+1)−(+2)	(+2)
	RUL2	D	(+1)	(+1)−(+2)	(+2)	(+2)−(+3)	(+2)−(+3)

După aplicarea acestor scheme de tratamente termice, s-a executat operația de rectificare de finisare și probele au fost transportate în camerele termostatate ale laboratorului de verificare calibre din F.R. Bîrlad unde s-au executat primele măsurări. Măsurările au fost repetate din zece în zece zile, pînă la treizeci de zile, apoi la două și trei luni.

Pentru măsurări a fost folosită o mașină de măsurat lungimi cu domeniul de (0 — 1 000) mm, avînd o precizie de 0,1 μm.

Rezultatele măsurărilor sînt date în tabelul 1, pentru epruvetele French și în tabelul 2, pentru inelele de rulmenți.

Valorile înscrise în tabele reprezintă intervalul valoric, rezultat al măsurărilor pe trei probe. Pentru a elimina erorile date de abaterile de formă (circularitate, cilindricitate și rectilinitate), probele au fost însemnate pe locurile de măsurare.

Variația dimensiunii „*h*" pe epruvetele French nu a fost trecută în tabel, deoarece datorită abaterilor de la paralelism în plan orizontal și în plan vertical măsurările nu sînt precise și cu atît mai puțin concludente.

Pentru ambele oțeluri de rulmenți, studiul variației dimensionale a fost executat pe inele interioare, urmărindu-se variația dimensională în timp a diametrelor exterioare (căile de rulare).

Discuția rezultatelor

Urmărind valorile înscrise în tabele, privînd variația dimensională în timp pentru schemele de tratament 1 — 6 pe epruvete French și inele de rulmenți, din oțelurile RUL 1 și RUL 2, se observă :

— tratamentul termic clasic de revenire, pentru cele trei temperaturi, nu asigură o suficientă stabilizare dimensională, în special în oțelurile RUL 2 ;

— variațiile dimensionale în timp scad ușor prin creșterea temperaturii de revenire ;

— răcirea la —60°C, cu menținere de 30 min, urmată de revenire la 170°C, pentru un timp de menținere de 1,5 h, asigură o bună stabilizare dimensională. Se observă o ușoară reducere a dimensiunilor care se datorează descompunerii martensitei și relaxării tensiunilor ;

— revenirea la 170°C, cu menținere de lungă durată, asigură o bună stabilizare dimensională în timp. Este mai eficientă din punct de vedere economic decît răcirea sub 0°C, deoarece nu necesită investiții mari. Dezavantajul acesteia este reducerea durității în apropierea limitei inferioare admise ;

— revenirea ciclică, din punct de vedere al stabilizării dimensionale și durităților, este superioară tratamentului termic de revenire clasic.

Concluzii

— În alegerea variantei de tratament termic pentru asigurarea stabilizării dimensionale a elementelor de rulmenți, în condiții de economicitate, este necesar să se țină seamă de clasa de precizie, de condițiile de lucru etc.

— Rulmenților care vor fi folosiți în zone cu temperaturi sub 0°C li se va aplica tratamentul termic la temperaturi negative sau reveniri de lungă durată.

— Folosirea rulmenților la temperaturi ridicate de lucru impune ca tratament termic de stabilizare revenirea de lungă durată.

— Revenirea la temperaturi ridicate nu este aplicabilă decît în cazurile în care se permit valori ale durităților sub 60 unități *HRC*.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ignat, C. *Influența parametrilor tehnologici ai călirii asupra cantității de austenită reziduală și structurii oțelurilor de rulmenți.* Bul. I.P. Timișoara, sub tipar.

[2] Ignat, C. *Observații asupra proceselor de transformare și stabilizare a austenitei pe timpul tratamentelor termice sub 0°C în oțelurile RUL1 și RUL2.* Bul. I.P. Timișoara, sub tipar.

[3] Ignat, C., Poșircă, I. și Patapie, Fl. *Studiul influenței temperaturii de revenire privind evoluția morfologiei structurale în oțelurile RUL 1 și RUL 2.* Cercetări metalurgice, vol. 24, ICEM.

[4] Ignat, C. *Contribuții privind efectul unor reveniri ciclice asupra structurii oțelurilor de rulmenți.* Cercetări metalurgice, vol. 24, ICEM.

[5] Ignat, C. *Contribuții privind influența timpului de menținere la revenire asupra cantității de austenită reziduală și morfologiei structurale în oțelurile RUL 1 și RUL 2.* Comunicare Ses. „Fiabilitatea în construcția de mașini", I.P. Iași, 1983.

Cercetări referitoare la tratamentul termic cu radiație laser al suprafețelor de mari dimensiuni

Ing. I. Guțu, dr. fiz. I. N. Mihăilescu,
dr. fiz. N. Comăniciu,
dr. fiz. V. Drăgănescu
Institutul Central de Fizică — București
fiz. A. Mehlman și ing. N. Denghel
Întreprinderea „23 August" — București

CZ: 621.785 :621.378.3

În această lucrare se prezintă rezultatele experimentale referitoare la tratamentul termic cu laser CO_2 al suprafețelor cu dimensiuni mai mari decît diametrul spotului laser.

Cea mai simplă metodă de tratament termic superficial cu laser [1], [2] constă în deplasarea piesei care urmează să fie călită, prin cîmpul de radiație laser, focalizat la dimensiuni de $Ø \sim (1 - 4)$ mm. Astfel se obțin benzi călite cu o lățime aproximativ egală cu diametrul spotului laser, respectiv (1—4) mm.

O primă metodă de obținere a suprafețelor călite cu dimensiuni mai mari decît diametrul spotului laser constă în suprapunerea parțială a benzilor călite. Deoarece în regiunea de suprapunere a benzilor este de așteptat să se producă un proces de revenire, s-au analizat caracteristicile de tratament termic în acest domeniu.

O altă metodă de călire a suprafețelor de dimensiuni mari, prezentată în această lucrare, constă în oscilarea fasciculului laser într-un plan perpendicular pe direcția de deplasare a piesei.

Sînt prezentate considerente de ordin practic referitoare la folosirea acestor metode de tratament termic.

Procedeul experimental

Montajul folosit în aceste experimente de tratament termic este reprezentat schematic în figura 1.

Radiația laser este deviată de oglinda (*2*) pe oglinda sferică (*3*), care realizează un spot de 5 mm. Cu ajutorul lentilei (*4*), diametrul spotului poate fi redus în continuare pînă la aproximativ 0,8 mm. Prin intermediul unei roți excentrice (*7*), care se rotește cu turație controlată pînă la 2 000 rot./min, se realizează oscilarea oglinzii (*3*) și deci a fasciculului laser.

Proba este fixată pe masa mobilă (*5*), care poate executa mișcări de translație cu viteze cuprinse în domeniul (0,2 — 3) cm/s în direcțiile x și y. Pentru o bună absorbție a radiației laser, probele au fost acoperite cu negru de fum [2]. Asupra probelor a fost dirijat un jet slab de aer, în scopul îndepărtării produselor de ardere rezultate din stratul de negru de fum.

S-a utilizat un laser CO_2 în regim continuu cu transport de gaz [3], capabil să genereze o putere de 700 W într-un spot circular cu diametrul de 33 mm și distribuție uniformă a intensității radiației. Puterea laser a fost măsurată cu un radiometru laser prin intermediul oglinzii (*8*), care are rolul de obturator.

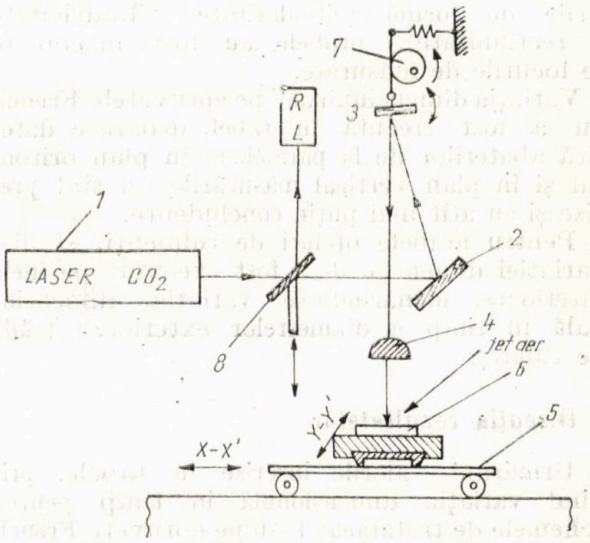


Fig. 1. Schema de principiu a instalației de tratament termic cu laser:

1 — laser CO_2 cu transport de gaz; *2* — oglindă CuNi, $R = \infty$; *3* — oglindă cuarț depusă cu aur, $R = 1{,}5$ mm; *4* — lentilă KCl, $f = 20$ cm; masă mobilă xy; *6* — proba de tratat; *7* — camă; *8* — obturator cu oglindă; *RL* — radiometru laser

Structurile obținute în urma iradierii cu laser au fost analizate la microscopul metalografic Reichert, iar durităților au fost măsurate cu microdurimetrul Reichert, folosindu-se o sarcină de 100 g.

Tratamentul termic cu fascicul laser oscilant

În figura 2 este ilustrat principiul de tratament termic cu fascicul laser oscilant [4]. Lățimea benzii călite este dată de amplitudinea oscilației. Frecvența oscilației este în funcție de viteza de deplasare și diametrul spotului.

În figura 3 este arătată o secțiune printr-un strat durificat cu fascicul laser oscilant, la oțelul 34 MoCrNi15. Parametrii de tratament termic au fost următorii: lățimea benzii călite

fără oscilarea fasciculului laser, ≃ 2 mm; viteza de deplasare a probei, 1 cm/s; frecvența de oscilație, 30 Hz; puterea laser, 500 W; grosimea maximă a stratului călit, 0,25 mm; grosimea minimă a stratului călit 0,2 mm; lățimea benzii, ≃ 5 mm. Micșorarea adîncimii

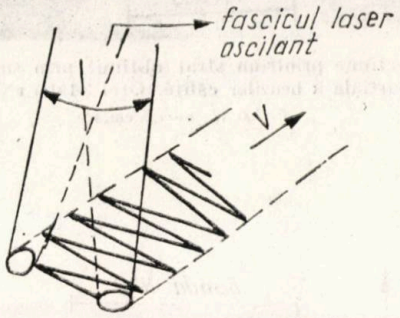


Fig. 2. Ilustrarea principiului de tratament termic cu fascicul laser oscilant

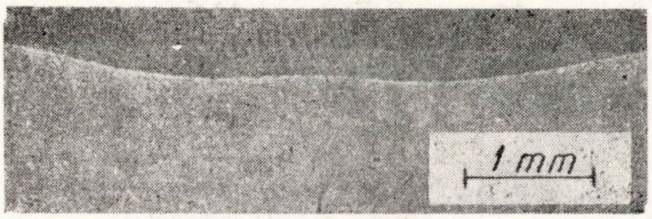


Fig. 3. Secțiune transversală prin stratul călit cu fascicul laser oscilant. Oțel 34MoCrNi15

de călire în centrul benzii este rezultatul vitezei neuniforme de oscilație a spotului, timpul de staționare fiind mare în punctele de întoarcere și mic în centru. Aceasta se datorește sistemului de oscilare folosit, un simplu excentric, și se poate corecta prin folosirea unei came sau altui dispozitiv, care să asigure o oscilație cu viteză constantă a spotului laser.

Obținerea unor benzi călite de lățime foarte mare este limitată de considerente de ordin practic, deoarece sînt necesari laseri de foarte mare putere. Se estimează că între puterea laser și lățimea benzii călite trebuie să se stabilească un raport optim de 1 kW/cm pentru o viteză de călire de aproximativ 1 cm/s.

Caracteristicile de tratament termic în regiunea de suprapunere a benzilor călite

S-a analizat acest aspect pentru două mărci de oțel: 34MoCrNi15 și OLC 45. Lățimea benzilor călite a fost de 2,5 mm (fig. 4) și s-au obținut pentru o putere de 400 W și o viteză de deplasare a probei de 1,5 cm/s. Atît pentru oțelul 34MoCrNi15, cît și pentru oțelul OLC 45, stratul călit are o structură martensitică extrem de fină (fig. 5, *a*, respectiv 5,*b*) cu duritate constantă pe toată adîncimea (fig. 6, curba (—0—), respectiv fig. 7, curba (—0—)).

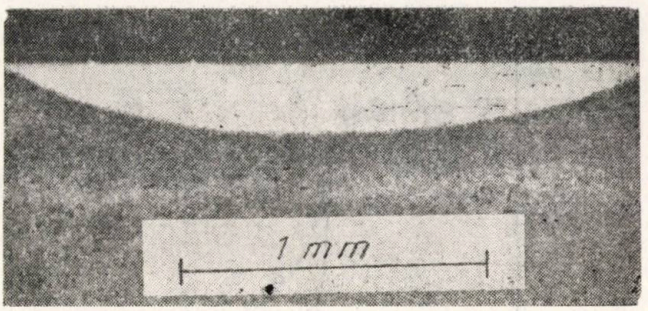


Fig. 4. Forma caracteristică a unei benzi călite cu fascicul laser circular. Oțel OLC 45; $P = 400$ W; $v = 1{,}4$ cm/s

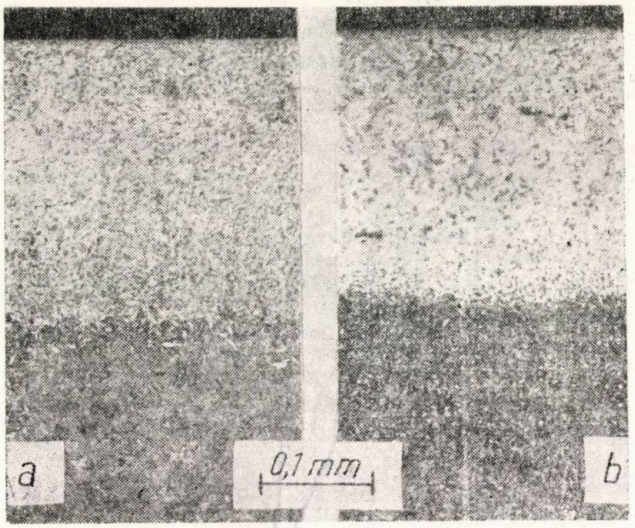


Fig. 5. Structura benzii călite cu laser: *a* — oțel 34MoCrNi15; *b* — oțel OLC 45

Structura miezului probelor iradiate a fost bainito-sorbitică pentru oțelul 34MoCrNi15 și respectiv sorbitică pentru oțelul OLC 45.

Pentru ambele mărci de oțel s-au realizat:
— suprapunerea totală a benzilor călite;
— suprapunerea parțială a benzilor călite.

Rezultate experimentale pentru oțelul 34MoCrNi15

Structura și variația microdurității în stratul călit, în cazul suprapunerii totale a benzilor, sînt prezentate în figura 8, respectiv în figura 6, curba (—x—). Microduritatea și grosimea stratului călit rămîn practic neschimbate, dar se modifică modul de variație a microdurității în zona de tranziție de la strat la miez. Structura porțiunii tratate indică o zonă de influență termică la baza stratului.

Aspectul general al unui strat obținut prin suprapunerea parțială a două benzi este arătat în figura 9. Se observă că adîncimea de călire pentru a doua bandă s-a micșorat. De asemenea se produce o distorsionare a formei caracteristice a benzii călite cu fascicul laser circular. Aceste efecte se datoresc modi-

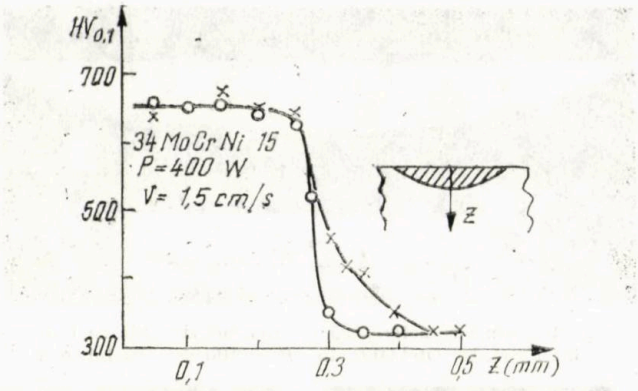


Fig. 6. Variația microdurității în banda călită.
Oțel 34MoCrNi15 :
0 — bandă călită la o singură trecere ; x — bandă călită la două treceri, prin suprapunere totală

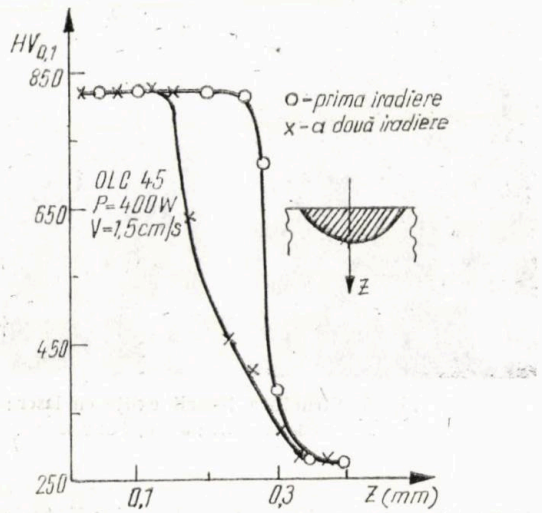


Fig. 7. Variația microdurității în banda călită.
Oțel OLC 45 :
0 — bandă călită la o singură trecere ; x — bandă călită la două treceri, prin suprapunere totală

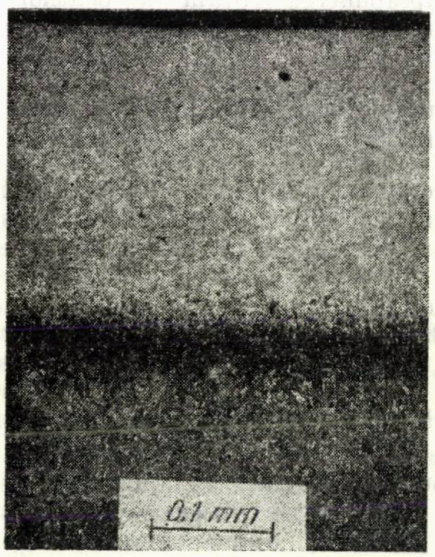


Fig. 8. Structura benzii călite, la două iradieri succesive, prin suprapunere totală. Oțel 34MoCrNi15 :
$P = 400$ W ; $v = 1,5$ cm/s

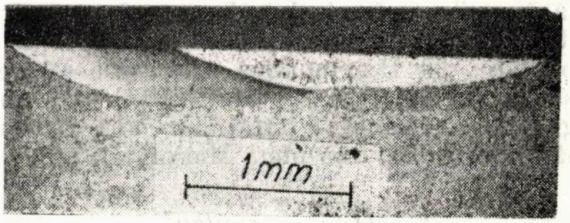


Fig. 9. Secțiune printr-un strat obținut prin suprapunerea parțială a benzilor călite. Oțel 34MoCrNi15 :
P=400 W ; v=1,5 cm/s

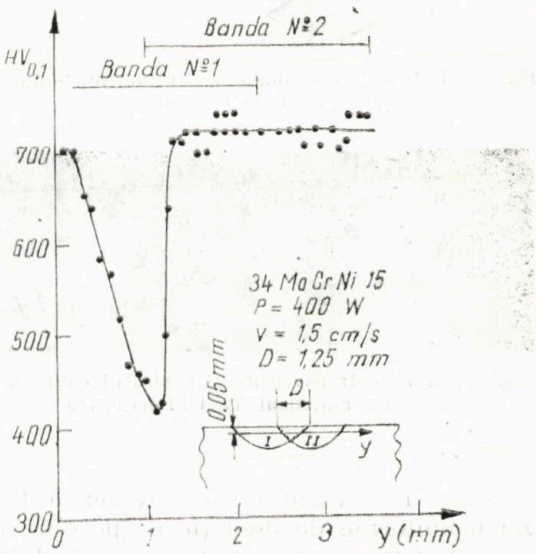


Fig. 10. Variația microdurității în vecinătatea suprafeței probei pentru cazul unei suprapuneri de 1,25 mm a benzilor călite. Oțel 34MoCrNi15

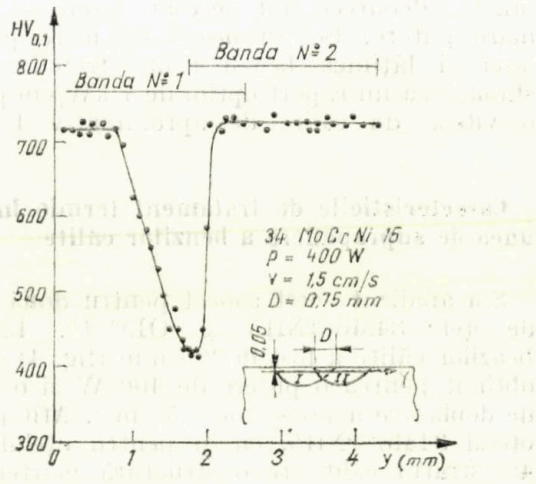


Fig. 11. Variația microdurității în vecinătatea suprafeței probei, pentru cazul unei suprapuneri de 0,75 mm a benzilor călite. Oțel 34MoCrNi15

ficărilor structurale provocate în timpul celei de a doua iradieri. Totodată adîncimea de călire este influențată și de alterarea stratului absorbant în zona de suprapunere, ca urmare a primei iradieri.

Microduritatea în vecinătatea suprafeței rămîne neschimbată pe întreaga lățime a celei de a doua benzi (fig. 10). La marginea celei de a doua benzi, în cadrul primei benzi, se produce o scădere bruscă a durității la valoarea de $425 HV_{0,1}$.

De la această valoare, microduritatea crește constant, pe o distanță de 1,2 mm, la valoarea inițială de 725 $HV_{0,1}$. Aceeași valoare pentru lățimea zonei de influență termică se obține și pentru un grad de suprapunere mai mic, 0,75 mm (fig. 11).

Variația microdurității în zona de suprapunere, măsurată la 0,4 mm de la marginea celei de a doua benzi, este arătată în figura 12. Se remarcă trei regiuni :

— banda superioară, obținută la a doua iradiere, cu o duritate constantă de 740 $HV_{0,1}$;

— banda inferioară, obținută la prima iradiere, care a suferit un proces de revenire pe toată adîncimea sa, proces mai puternic în zona de joncțiune ;

— miezul cu o duritate de 320 $HV_{0,1}$.

Structura stratului în zona de suprapunere confirmă acest comportament (fig. 13). Se disting trei zone structurale :

— structura martensitică extrem de fină a benzii superioare, obținută la a doua iradiere ;

— structura zonei de influență termică, ca urmare a revenirii martensitei benzii inferioare, obținută la prima iradiere ;

— structura bainito-sorbitică a miezului.

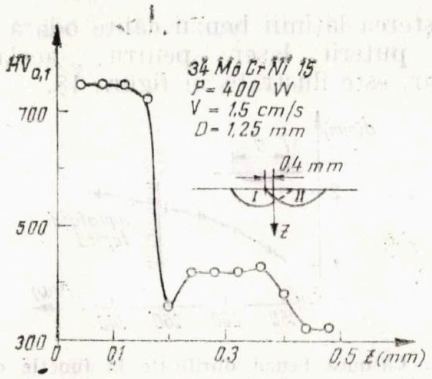


Fig. 12. Variația microdurității stratului călit în zona de suprapunere totală a benzilor călite. Oțel 34MoCrNi15

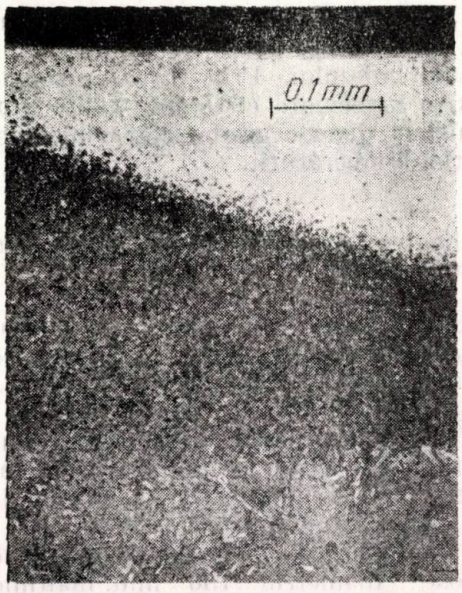


Fig. 13. Structura stratului călit în zona de suprapunere a benzilor călite. Oțel 34MoCrNi15 :
$P = 400$ W; $v = 1,5$ cm/s

Rezultate experimentale pentru oțelul OLC45

Aceleași măsurători au fost efectuate și pentru oțelul OLC 45. S-au evidențiat următoarele aspecte :

— în cazul suprapunerii totale a benzilor (fig. 7) se produce o reducere a grosimii stratului călit ;

— în cazul suprapunerii parțiale, distorsiunea formei caracteristice a benzii călite la a doua iradiere este mai pronunțată (fig. 14) ;

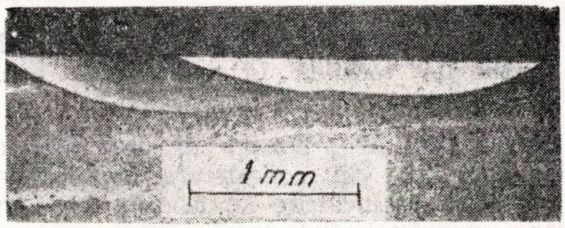


Fig. 14. Secțiune printr-un strat obținut prin suprapunerea parțială a benzilor călite. Oțel OLC 45 :
$P = 400$ W; $v = 1,5$ cm/s

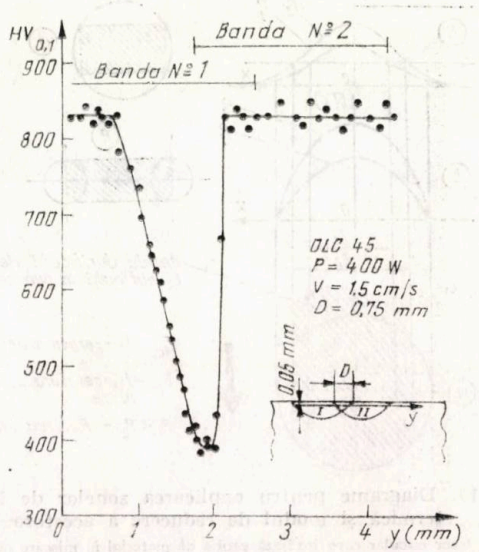


Fig. 15. Variația microdurității în vecinătatea suprafeței probei, pentru cazul unei suprapuneri de 0,75 mm a benzilor călite. Oțel OLC 45

— microduritatea măsurată în vecinătatea suprafeței scoate în evidență, în cazul suprapunerii parțiale a benzilor, o zonă de influență termică de 1,2 mm (fig. 15);

— referitor la variația microdurității în secțiunea stratului călit, pentru porțiunea de suprapunere, se remarcă reducerea grosimii benzii călite la a doua iradiere (fig. 16).

Se menționează că nu s-a făcut un studiu statistic pentru fiecare marcă de oțel în parte.

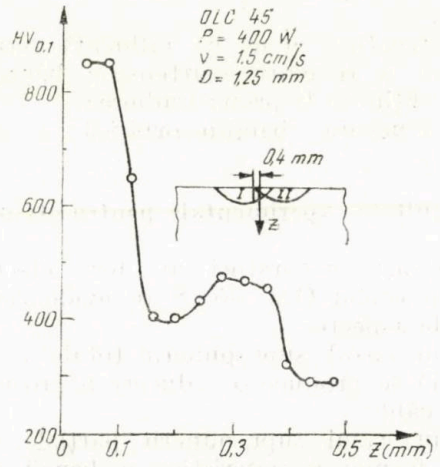


Fig. 16. Variația microdurității stratului călit în zona de suprapunere totală a benzilor călite. Oțel OLC 45

Considerații referitoare la apariția zonelor de influență termică în vecinătatea benzii călite

Pentru explicarea zonelor de influență termică, s-au luat în considerare doi factori:

— modul de încălzire cu fascicul laser circular a suprafeței aflate în mișcare;

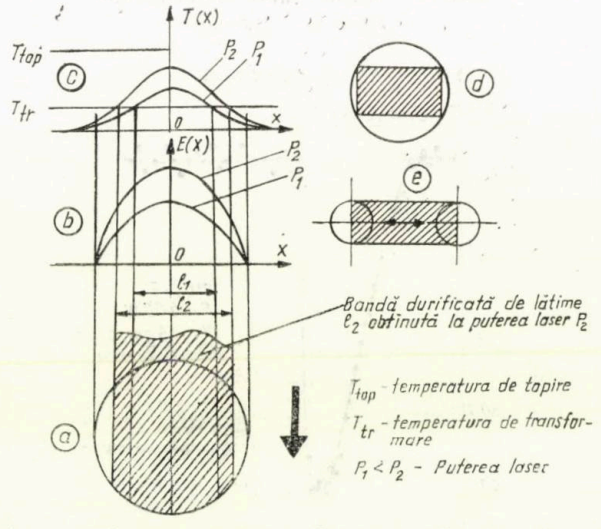


Fig. 17. Diagrame pentru explicarea zonelor de influență termică și modul de reducere a acestora:

a – spot laser circular care iradiază proba de material în mișcare cu viteza *v*; *b* – distribuția energiei absorbite de probă după trecerea fasciculului laser; *c* – distribuția temperaturii la suprafața probei după terminarea iradierii; *d* – corectarea formei spotului laser în scopul reducerii zonei de influență termică; *e* – reducerea zonei de influență termică, în cazul fasciculului laser oscilant prin obturarea marginilor figurii de baleiaj

— distribuția temperaturii în secțiunea materialului.

Din figura 17 se observă că, la deplasarea materialului prin cîmpul de radiație, timpul de iradiere a porțiunilor laterale este mult mai mic decît al celor centrale. Prin urmare, energia absorbită (fig. 17, *b*) și temperatura suprafeței (fig. 17, *c*) vor fi mai mici pentru porțiunile laterale comparativ cu cele centrale. Din această cauză lărgimea benzii călite crește odată cu densitatea puterii laser (fig. 17, *c*). Porțiunile alăturate benzii călite vor avea temperaturi cuprinse între temperatura de transformare T_{tr} și temperatura miezului. Din această cauză zonele martensitice învecinate benzii călite cu laser vor suferi procese de revenire în diverse grade.

Pe baza acestei descrieri fenomenologice, rezultă că ar fi posibilă reducerea zonelor de influență termică prin folosirea unui spot dreptunghiular (fig. 17, *d*) sau a unui spot circular oscilant cu extremitățile obturate (fig. 17, *e*).

Creșterea lățimii benzii călite odată cu creșterea puterii laser, pentru același spot circular, este ilustrată în figura 18.

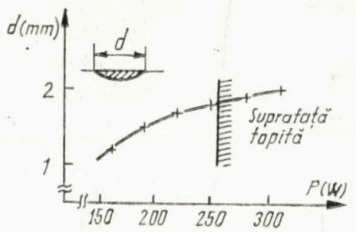


Fig. 18. Lățimea benzii durificate în funcție de puterea laser. Oțel 34MoCrNi15: $v = 0{,}5$ cm/s

În secțiune, temperatura materialului poate varia între temperatura de topire T_{top} și temperatura miezului. Prin urmare, zonele martensitice învecinate cu banda călită vor suferi reveniri în diverse grade, corespunzătoare distribuției temperaturii.

Aplicarea procedeelor de călire cu laser la roțile dințate

Ambele procedee de călire, cu fascicul laser oscilant și cu suprapunerea parțială a benzilor, au fost folosite la călirea roților dințate. Aspectul stratului durificat este ilustrat în figura 19. Călirea roții prin ușoara suprapunere a benzilor s-a realizat în modul descris în lucrarea [2]. O astfel de bandă s-a obținut în 25 s, pe întreaga circumferință a roții, la o putere laser de 650 W. Dimensiunile roții dințate au fost: diametrul 150 mm, înălțimea dintelui 10 mm, lungimea 100 mm.

Mărirea lățimii benzii călite, precum și micșorarea timpului de realizare a acesteia

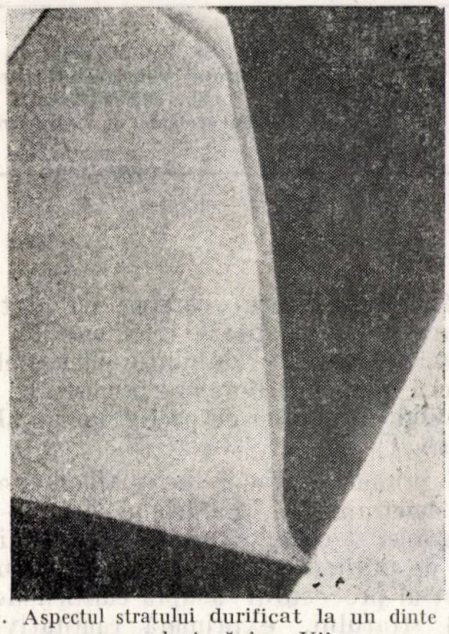


Fig. 19. Aspectul stratului durificat la un dinte de roată cu dantură în „V"

sînt posibile prin mărirea puterii laser. În cazul unei producții de serie mare, procesul poate fi automatizat.

Concluzii

Tratamentul termic superficial cu radiație laser al suprafețelor de mari dimensiuni poate fi obținut prin fascicul laser oscilant sau prin suprapunerea parțială a benzilor călite succesiv. Lățimea benzilor obținute este limitată de valoarea puterii laser folosite.

La suprapunerea parțială, microduritatea celei de a doua benzi este constantă pe toată lățimea sa. În zona de suprapunere, sub baza benzii călite se produce revenirea martensitei benzii precedente.

Din aceeași cauză, în cazul suprapunerii totale a benzilor se obține o zonă de tranziție de la strat la miez.

Reducerea zonei de influență termică la suprapunerile parțiale se poate obține prin folosirea unui spot dreptunghiular.

BIBLIOGRAFIE

[1] Benedek, I., Shacharai, A. și Levin, L. *Case hardening of steel by CO_2 laser beam.* În: Optics and Laser Technology, S.U.A., oct., 1980, p. 247.

[2] Denghel, N., Mehlman, A., Guțu, I., Comăniciu, N., Drăgănescu, V., Mihăilescu, I.N. și Timuș, C. *Cercetări privind tratamentul termic superficial al materialelor metalice prin iradierea cu laser CO_2.* În: Metalurgia, 34, R.S.R., nr. 5, 1982, p. 274—278.

[3] * *Prospect Laser cu CO_2 de putere 2 kW.* Institutul de fizica și tehnologia aparatelor cu radiații.

[4] ** *Technical Paper, High Energy Laser Processor.* GTE Sylvania, Anglia.

Optimizarea procesului de cementare cu carbon aplicat oţelului 12Cr130

Dr. ing. M. Cojocaru
Institutul politehnic — Bucureşti
chim. Doina Cojocaru
Liceul economic nr. 4 — Bucureşti

CZ: 621.785.52

Tratamentul termochimic de carburare în mediu solid a oţelurilor anticorosive cu conţinuturi ridicate de crom, realizat în scopul creşterii rezistenţei la uzare a produselor executate din aceste oţeluri, este legat de o serie de inconveniente, dintre care se pot cita: perioade de menţinere îndelungate în vederea asigurării unei anumite dimensiuni de strat, obţinerea unei durităţi scăzute şi foarte neuniforme în zona de difuzie, formarea (în cazul utilizării mediilor standard de carburare) a unor pelicule de oxid pe suprafaţa produselor supuse carburării şi prin aceasta frînarea procesului de adsorbţie [1], [2]. Toate aceste inconveniente conduc la necesitatea asimilării unor activizatori mai eficienţi, activizatori care să permită pe de o parte înlăturarea inconvenientelor amintite anterior, iar pe de altă parte să nu crească exagerat costul operaţiei.

Pentru rezolvarea acestor deziderate, autorii îşi propun în lucrarea de faţă determinarea prin metoda experimentului programat a influenţei parametrilor termici, temporali şi chimici ai carburării în mediu solid, mediul fiind constituit din mangal, $BaCO_3$ şi $NaHCO_3$, asupra cineticii de formare a stratului cementat şi morfologiei acestuia, în cazul unui oţel anticorosiv din clasa feritomartensitică (12Cr130). A fost adoptat în primă instanţă un model matematic liniar de ordinul I, $Y = |x_1; x_2; \ldots x_n|$, avîndu-se în vedere posibilitatea trecerii la un model de ordin superior, în cazul în care verificările statistice indică acest lucru ca oportun.

Ca parametru de optimizare Y a fost aleasă creşterea în greutate $\frac{\Delta G}{G_0}$ %, suportată de proba cinetică executată din oţel 12Cr130 şi carburată în diferite condiţii de temperatură, timp de menţinere şi compoziţie chimică a mediului. În calitate de parametri independenţi ai procesului au fost aleşi următorii parametri:

x_1 — concentraţia $NaHCO_3$ [%] în amestec;
x_2 — temperatura de carburare [°C];
x_3 — timpul de menţinere la carburare [h];
x_4 — temperatura de încălzire în vederea călirii, aplicată ulterior carburării [°C].

Toate epruvetele au fost supuse după tratamentul termic de călire unei reveniri joase (180 — 200°C).

Cercetări preliminare, corelate cu date din literatura de specialitate referitoare la oţelul 12Cr130, au permis stabilirea intervalelor de variaţie a parametrilor independenţi şi, implicit, nivelul maxim şi respectiv minim al acestora (tab. 1).

Scopul primei etape a cercetărilor l-a constituit determinarea modelului liniar — ecuaţia regresiei — care să descrie cît mai fidel gradul de influenţă a fiecărui parametru independent al procesului asupra cineticii de creştere a stratului, exprimată cantitativ prin valoarea $\frac{\Delta G}{G_0}$ % (procesele de adsorbţie şi difuzie — procese de transfer de masă — conduc în timp la o modificare sensibilă a greutăţii produsului, modificare care poate servi drept indicator al cineticii de formare a stratului). Pentru simplificarea ciclului de experienţe impuse de modelul liniar adoptat, s-a realizat un plan fracţionar al factorilor, plan de tipul 2^{4-1}, cu un contrast determinat:

$$1 = x_1 \cdot x_2 \cdot x_3 \cdot x_4 \text{ (tab. 1)}$$

În tabel au fost trecute valorile codificate ale parametrilor, corespunzător nivelurilor superioare (+) şi inferioare (—), corelaţia dintre valoarea naturală a parametrului (X_i) şi valoarea codificată (x_i) fiind dată de expresia:

$$x_i = \frac{X_i - X_{i0}}{\Delta x_i} \qquad (1)$$

unde: X_{i0} este valoarea naturală a parametrului corespunzător nivelului de bază;

Δx_i — valoarea naturală a intervalului de variaţie.

Determinările experimentale efectuate în condiţiile impuse de modelul matematic liniar adoptat au fost efectuate în cuptor tip cameră, cu bare de silită şi cu control şi reglaj automat al temperaturii. Rezultatele obţinute în urma efectuării ciclului de opt experienţe, în condiţii dictate de modelul matematic adoptat, au permis determinarea coeficienţilor ecu-

Tabelul 1

Modelul matematic adoptat (2^{4-1}) (replica $1 = x_1 \cdot x_2 \cdot x_3 \cdot x_4$)

	Variabila fictivă	$NaHCO_3$, %	T_{carb}, °C	t_{carb}, h	$T_{călire}$ °C	$\frac{\Delta G}{G_0}$, %
Forma codificată	x_0	x_1	x_2	x_3	x_4	y
Nivel de bază (x_0')		15	975	6	950	–
Interval de variație (Δx)		5	25	2	50	–
Nivel superior ($x_0' + \Delta x$)		20	1 000	8	1 000	–
Nivel inferior ($x_0' - \Delta x$)		10	950	4	900	–
Experiența nr. 1	+	+	+	+	+	1,230
Experiența nr. 2	+	–	+	+	–	0,618
Experiența nr. 3	+	+	–	+	–	1,101
Experiența nr. 4	+	–	–	+	+	0,373
Experiența nr. 5	+	+	+	–	–	0,822
Experiența nr. 6	+	–	+	–	+	0,519
Experiența nr. 7	+	+	–	–	+	0,625
Experiența nr. 8	+	–	–	–	–	0,431

ației regresiei (3), ecuație a cărei formă generală (2) este:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^{4} b_i x_i \qquad (2)$$

$$b_i = \frac{1}{N} \sum_{\substack{0 \leqslant i \leqslant 4 \\ 1 \leqslant u \leqslant 8}} x_{iu} y_u \qquad (3)$$

unde: i reprezintă numărul factorului;
u – numărul experienței;
N – numărul total de experiențe.

Calculele au condus la următoarele valori, corespunzător coeficienților ecuației regresiei:

$b_0 = +0{,}714$; $b_1 = +0{,}229$; $b_2 = +0{,}082$;

$b_3 = +0{,}115$; $b_4 = -0{,}028$

În acest stadiu al rezolvării modelului liniar, forma generală a ecuației regresiei acceptă o primă particularizare (4):

$$y = 0{,}714 + 0{,}229x_1 + 0{,}082x_2 + 0{,}115x_3 - 0{,}028x_4 \qquad (4)$$

Confirmarea valabilității coeficienților regresiei, determinați pe baza rezultatelor experimentale, se obține prin compararea valorii absolute a acestora $|b_i|$ cu valoarea intervalului de încredere Δb_i (5) corespunzător lor. Un coeficient se consideră statistic determinat în cazul în care este verificată expresia (6):

$$\Delta b_i = \pm \frac{1}{\sqrt{N}} t_{\alpha, N} \cdot S\{y\} \qquad (5)$$

$$\Delta b_i \leqslant |b_i| \qquad (6)$$

unde t este valoarea criteriului student (tabelată);
α – nivelul de semnificație (0,05);
N – numărul experiențelor;
$S\{y\}$ – dispersia valorilor experimentale. Se obține prin analiza rezultatelor obținute în urma efectuării unei serii paralele de experiențe (efectuate în condiții identice corespunzătoare nivelului de bază).

$$S^2\{y\} = \frac{1}{n-1} \sum_{u=1}^{n} (y_u - \bar{y}) \qquad (7)$$

$$S\{y\} = \sqrt{S^2\{y\}}$$

unde: n este numărul de experienţe paralele;

$\bar{y}$ — valoarea medie aritmetică a rezultatelor experienţelor paralele.

Pentru un ciclu de trei experienţe paralele ($n = 3$) a rezultat $S\{y\}^2 = 0{,}009$.

Rezultă (pentru $t_{0{,}05;\,8} = 2{,}31$) [3]

$$\Delta b_i = \pm 0{,}073$$

Din analiza comparativă a valorii absolute a coeficienţilor cu valoarea intervalului de încredere (tab. 2), rezultă că toţi coeficienţii, cu excepţia celui corespunzător parametrului x_4, sînt statistic determinaţi, astfel încît forma reală a ecuaţiei regresiei devine (8):

$$y = 0{,}714 + 0{,}229x_1 + 0{,}082x_2 + 0{,}115x_3 \qquad (8)$$

Întrucît $F^{tab} > F^{calc}$, rezultă că modelul matematic adoptat este compatibil, iar ecuaţia regresiei determinate exprimă corect influenţa fiecărui parametru independent adoptat (temperatura procesului, concentraţia $NaHCO_3$ din amestec şi respectiv perioada de menţinere la cementare) asupra parametrului de optimizat. Se observă că cea mai puternică influenţă o manifestă concentraţia activizatorului din amestecul utilizat la carburare. O estimare cantitativă a influenţei concentraţiei $NaHCO_3$ din amestec indică faptul că acţiunea acestuia este de aproximativ două ori mai intensă decît cea manifestată de ceilalţi parametri tehnologici ai procesului (temperatură, timp de menţinere).

Următoarea etapă a cercetărilor a fost marcată de necesitatea determinării gradientului ecuaţiei regresiei (8) şi realizării unui ciclu de experienţe pe direcţia acestui gradient, în scopul estimării condiţiilor optime de tratament termochimic (tab. 3). Valoarea maximă a parametrului de optimizat $\frac{\Delta G}{G_0}\%$ a fost determinată pentru următoarele valori corespunzătoare parametrilor tehnologici ai tratamentului termochimic: 17% $NaHCO_3$; $T_{nitr} = 1\,000°C$; $t_{menţ} = 9$ h. Rezultatele obţinute au fost verificate prin metode specifice metalografiei: s-a remarcat în acest fel o cinetică foarte diferită de creştere a zonei de ledeburită (formată datorită creşterii concentraţiei carbonului în straturile superficiale pînă la 2,44%, valoare determinată prin analiză chimică) şi respectiv a zonei de difuzie, în funcţie de parametrii termici, temporali şi chimici ai carburării (fig. 1 — 3).

Acest lucru este legat de chimismul reacţiilor care au loc în mediul utilizat la carburare, la temperatura la care are loc procesul şi deci de concentraţiile carbonului în stare activă C*, vapori de apă, CO_2, rezultate ca urmare a acestor reacţii:

$$BaCO_3 \rightarrow BaO + CO_2 \longrightarrow$$

$$2NaHCO_3 \rightarrow Na_2CO_3 + H_2O + CO_2 \rightarrow CO_2 +$$

$$Na_2CO_3 \rightleftharpoons Na_2O + CO_2 \longrightarrow$$

$$+ C \rightarrow 2CO$$

$$2CO \rightarrow CO_2 + C^* \rightarrow ads.$$

Tabelul 2

Rezultatele prelucrării statistice a datelor experimentale

	b_0	b_1	b_2	b_3	b_4	Δb_i	Sy_i	$f_1; f_2$	$F^{calc}_{0{,}05;\ f_2;f_1}$	$F^{tab}_{f_2;f_1}$
y	0,714	+0,229	+0,082	+0,115	−0,028	0,073	0,09	2 4	2,55	19,25

În a doua etapă a cercetării se impune efectuarea analizei statistice a modelului (verificarea compatibilităţii acestuia cu procesul luat în analiză). Modelul matematic adoptat se consideră compatibil în cazul în care este satisfăcută condiţia (9):

$$F^{tab}_{f_1;f_2} \geqslant F^{calc} \qquad (9)$$

unde: F este valoarea criteriului Fischer;

$f_1 = n - 1$ — numărul gradelor de libertate;

$f_2 = N - K'$ — numărul gradelor de libertate;

K' — numărul coeficienţilor diferiţi de zero.

$$F^{calc} = \frac{S^2_{comp}}{S^2\{y\}} \qquad (10)$$

$$S^2_{comp} = \frac{1}{N - K'} \sum_{u=1}^{8} (y_{u\,exp} - y_{u\,calc})^2 \qquad (11)$$

unde: y_{exp}; y_{calc} sînt valorile obţinute experimental şi respectiv calculate pentru $\frac{\Delta G}{G_0}\%$ în experienţa „u”.

Rezultă: S^2_{comp} — dispersia reziduală.

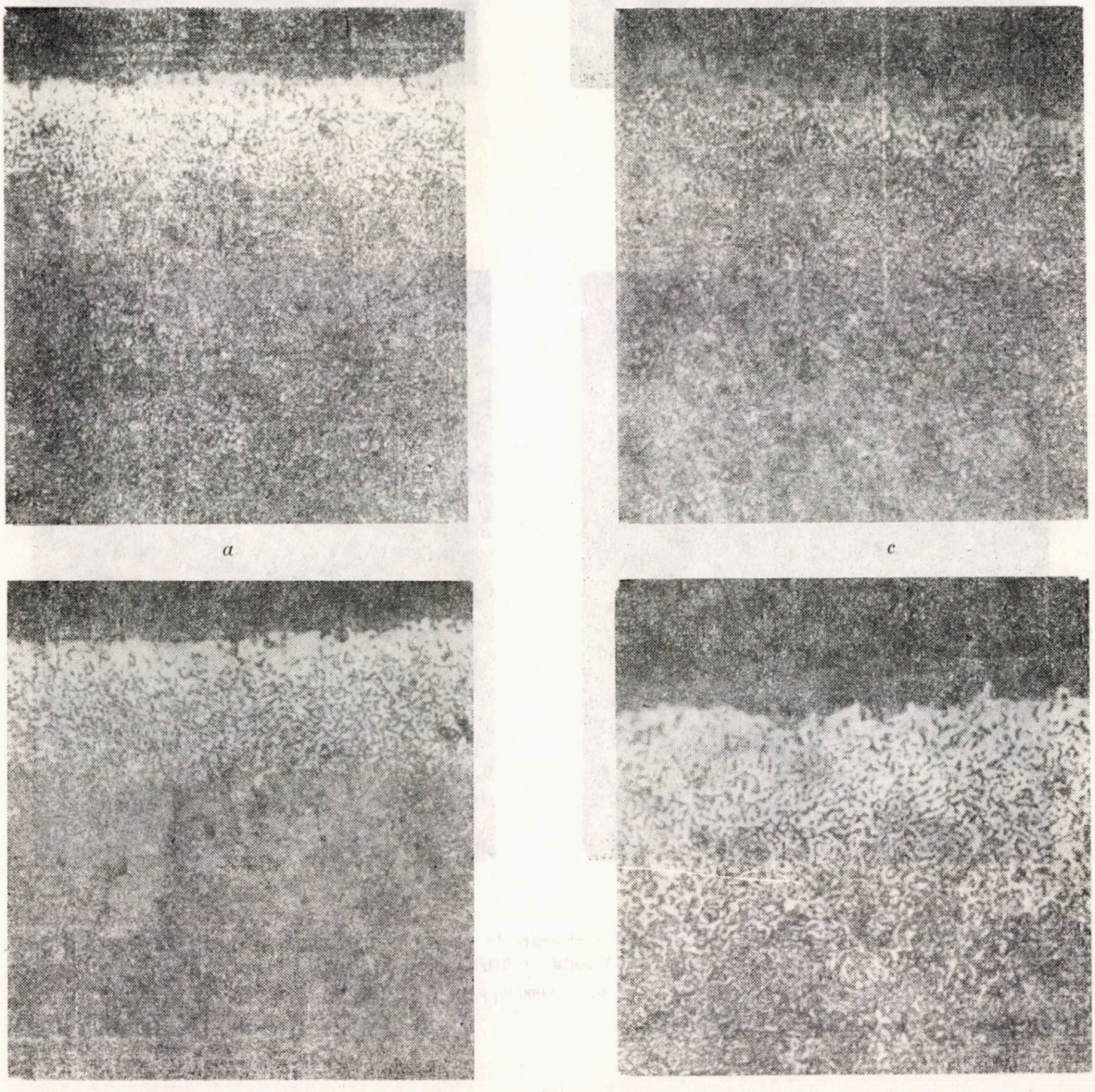
$$S^2_{comp} = 0{,}023$$

$$F^{calc}_{2;4} = 2{,}55$$

$$F^{tab}_{2;4} = 19{,}23 \qquad [3]$$

Determinarea valorilor optime ale procesului *Tabelul 5*

	$NaHCO_3$, %	T_{carb}, °C	t_{carb}, h	$\frac{\Delta G}{G_0}$, %	
Forma codificată	x_1	x_2	x_3	y	
b_i	+0,229	+0,082	+0,115	—	
$b_i \times \Delta x$	+1,145	+2,05	+0,23	—	
Pas (Δ_i)	+2	+25	+2,8	—	
Nivel de bază	15	975	6	calculat 0,714	experimentat 0,406
Experiența nr. 1	17	1 000	8,8	1,598	0,53
Experiența nr. 2	19	1 025	11,6	2,482	0,38

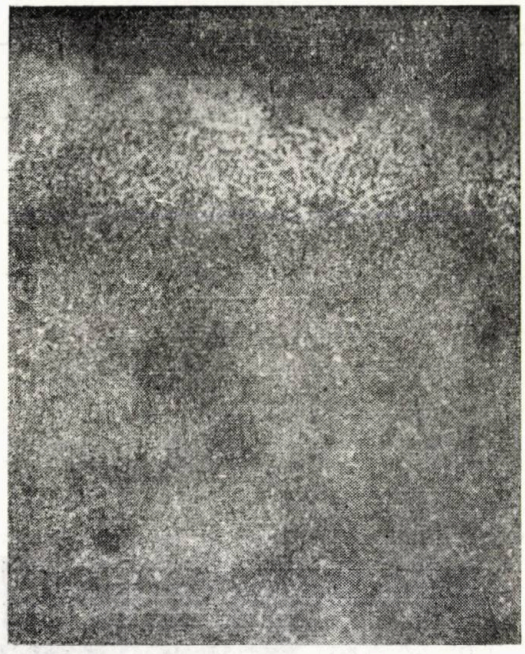


a *c*

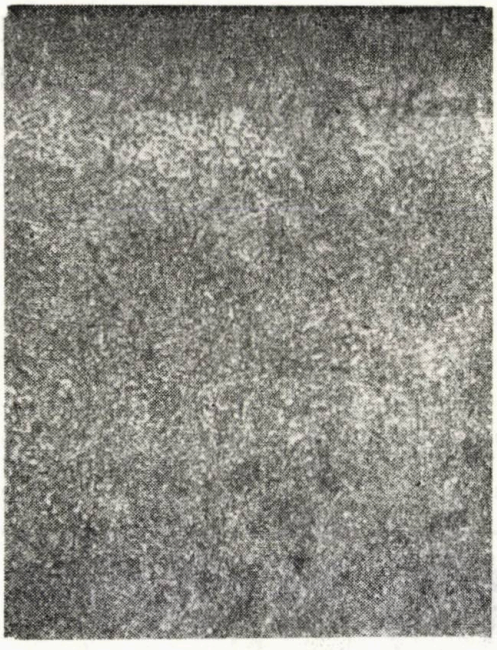
b *d*

Fig. 1. Microstructurile probelor din oțel 12Cr130 carburate în mediu solid (mangal + $BaCO_3$ + 10 % $NaHCO_3$). Atac Vilella; mărire × 240:

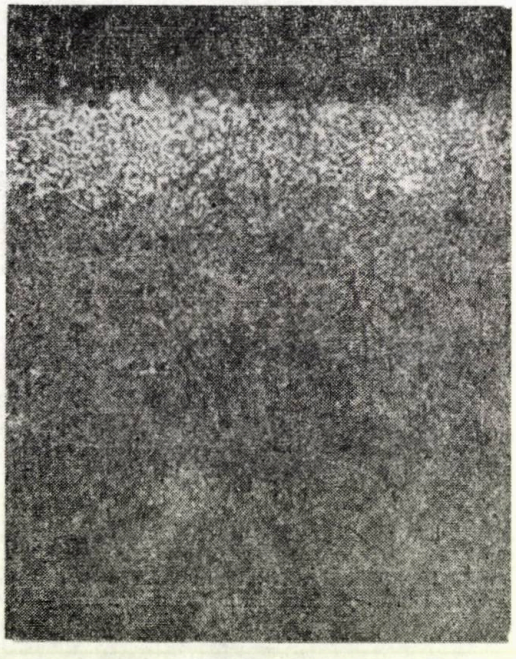
a, *b* – temp. 950°C; *c*, *d* – temp. 1 000°C; *a*, *c* – menținere, 4 h; *b*, *d* – menținere, 8 h



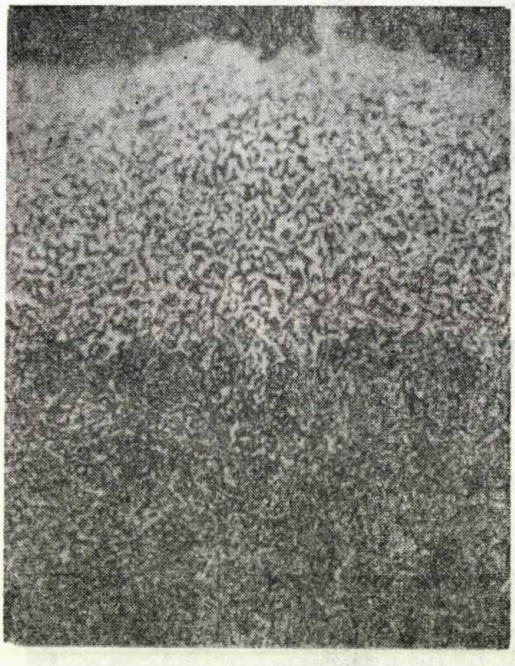
a



c



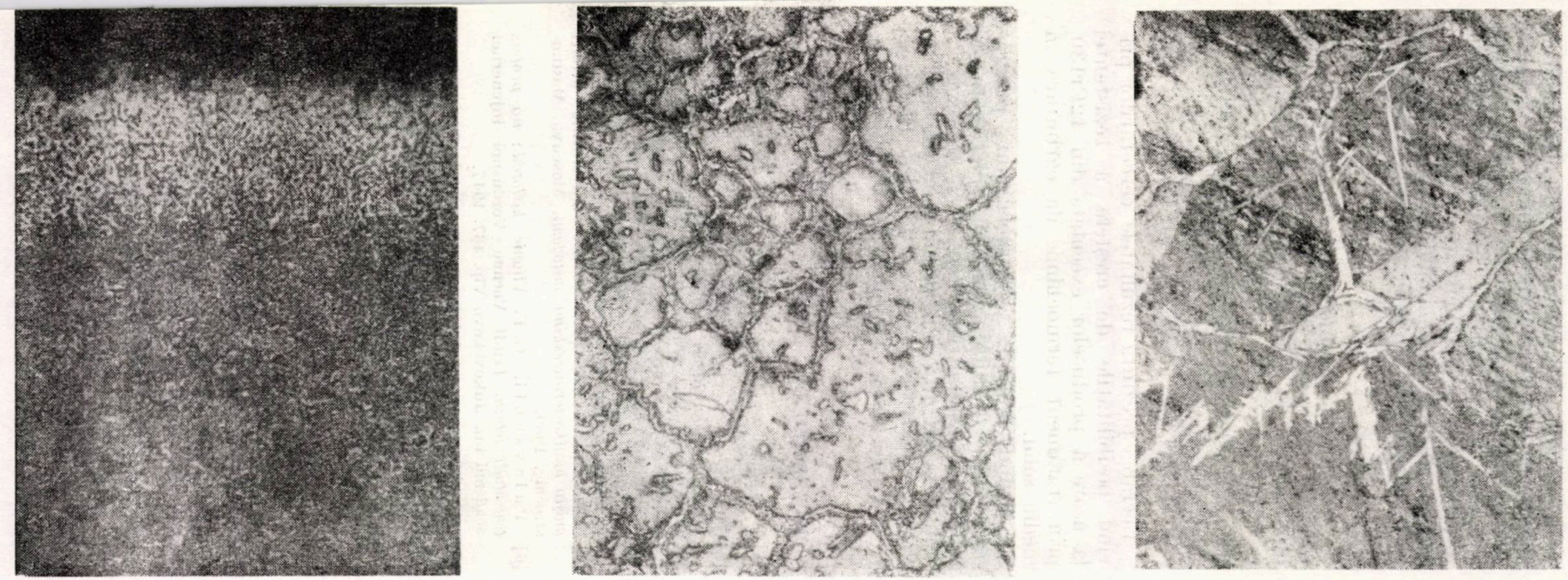
b



d

Fig. 2 Microstructurile probelor din oţel 12Cr130 carburate în mediu solid (mangal + $BaCO_3$ + 20 % $NaHCO_3$). Atac Vilella; mărire ×240:

a, *b* – temp. 950°C; *c*, *d* – temp. 1 000°C; *a*, *c* – menţinere, 4 h; *b*, *d* – menţinere, 8 h



a *b* *c*

Fig. 3 Microstructurile probelor din oțel 12Cr130 carburate în mediu solid (mangal + $BaCO_3$ + $NaHCO_3$). Atac Vilella; mărire ×240:
a – t_{carb}. 975°C, t_{ment}. 6 h, 15% $NaHCO_3$; *b*, *c* – t_{carb}, 1 000°C. t_{ment}. 4 h, 20% $NaHCO_3$ (*b* – zonă de tranziție; *c* – zonă de centru)

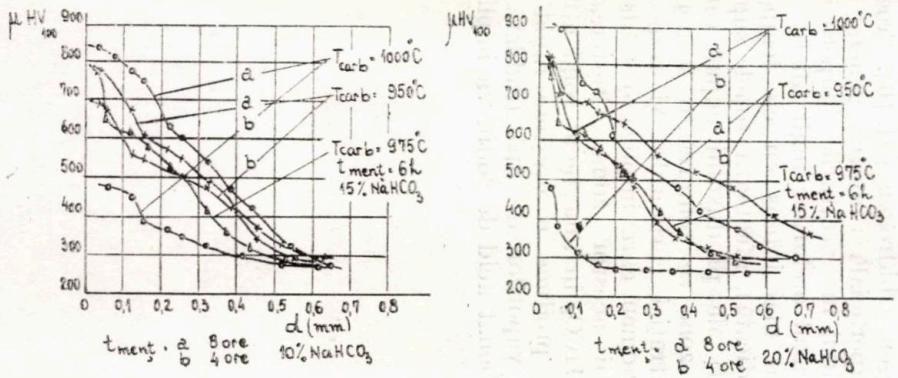


Fig. 4 Variația microdurității pe secțiunea stratului carburat obținut în cazul oțelului 12Cr130

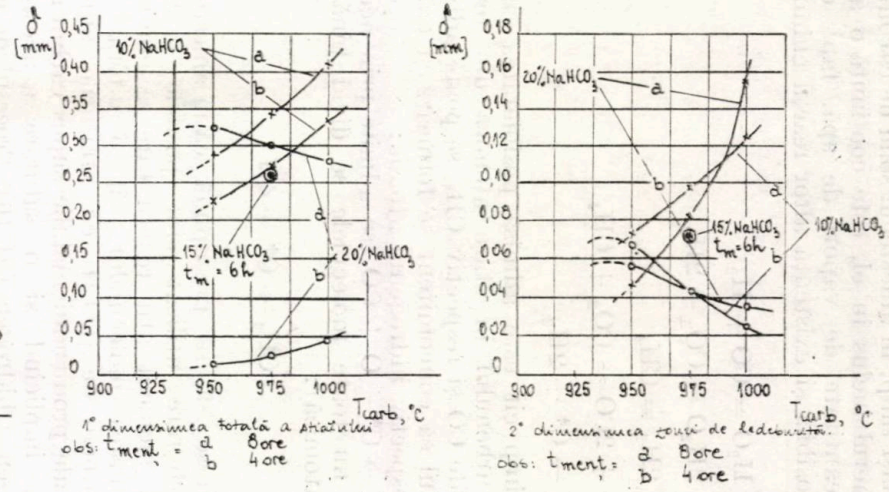


Fig. 5 Variația dimensiunii totale a stratului cementat (1) și a zonei de ledeburită (2) în cazul oțelului 12Cr130 carburat în mediu solid, în funcție de temperatura la care se desfășoară procesul

În același timp, în amestecul solid de carburare și în aerul inclus în el, este conținută o anumită cantitate de vapori de apă, fapt care face posibilă și existența altor reacții chimice:

$$C + H_2O = CO + H_2$$

$$C + 2H_2O = CO_2 + 2H_2$$

$$C + 2H_2 = CH_4$$

$$2H_2 + 2CO = CO_2 + CH_4$$

$$CH_4 \rightarrow C^* + 2H_2$$

Atît timp cît este admisă posibilitatea separării carbonului în stare atomică din moleculele de CO și respectiv CH_4, se poate admite și faptul că concomitent se formează și oxigenul, respectiv hidrogenul atomic:

$2CO \rightarrow C^* + O + CO$ (se admite prin aceasta că nu toate moleculele se divid pînă la scară atomică):

$$CH_4 \rightarrow C^* + 4H$$

Este firesc să se presupună că în amestecul de carburare utilizat sînt posibile într-un anumit moment atît reacții care să conducă la formarea moleculelor, cît și interacțiuni între atomii de C,O,H cu straturile superficiale ale produsului metalic supus carburării, aceasta implicînd și o saturare a acestora cu oxigen și hidrogen [5], [6]. Procesul de oxidare superficială și internă, generat de adsorbția oxigenului în straturile superficiale, posibil și în cazul oțelurilor înalt aliate cu crom [7] (cu atît mai intens cu cît temperatura este mai ridicată), afectează zonele superficiale ($\sim$ 30 μm) ale produsului supus carburării. În aceste zone se remarcă o scădere ușoară a concentrației carbonului și respectiv cromului, fenomen care implică o scădere a microdurității acestor zone. Creșterea proporției de $NaHCO_3$ în amestecul solid utilizat la carburare produce o creștere rapidă a concentrației vaporilor de apă (dublarea proporției de carbonat acid de sodiu va implica o dublare a proporției vaporilor de apă). Influențele diferite pe care le manifestă diferiții parametri tehnologici ai procesului de carburare asupra evoluției procesului de adsorbție și difuzie a carbonului și, implicit, oxigenului și hidrogenului vor dicta o cinetică diferită de creștere a zonei de amestec mecanic eutectic — ledeburită și respectiv a zonei de difuzie (fig. 4 și 5)

Se remarcă de asemenea prezența unui strat compact de oxid, strat format în principal din oxizii $Fe_2O_3 - Cr_2O_3$ (cromul avînd afinitate față de oxigen comparabilă cu a fierului, dar puțin mai ridicată, iar $V_{Cr_2O_3}/V_{Cr} = 2{,}03$).

Concluzii

Lucrarea prezintă rezultatele cercetărilor privind posibilitățile de creștere a rezistenței la uzare a produselor executate din 12Cr130, prin tratament termochimic de carburare în mediu solid.

Utilizînd metoda experimentului programat, sînt obținute concluzii referitoare la influența parametrilor termici, temporali și chimici ai carburării în mediu solid (mangal + $BaCO_3$ + $NaHCO_3$) asupra cineticii de creștere a stratului carburat și morfologiei acestuia.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vișneacov, I.D. și Sovalova, A.A. *Țementația nerjaveiușcih stalei.* Moscova, Metallurghiia, 1958.

[2] Șipilov, A. D. și Miheev, V. I. *Țementația hromistoi nerjaveiușcei stali.* În: MITOM, nr. 6, 1962.

[3] Novic, F. S. *Matematiceskie metodi planirovaniia experimentov v metalovedenii,* vol. I. Moscova, 1970.

[4] Leahovici, L. S. și colectiv. *Optimizația proțessa țementații stali 20H13. Prog:esivnie metodi himiko-termiceskoi obrabotki.* Moscova, 1979.

[5] Kotov, O. K. *Poverhnostnoe uprocinenie detalei mașin himiko-termiceskimi metodami.* Moscova, Masinostroenie, 1969.

[6] Pulavschii, G. F. *Vlianie kisloroda na proțess țementații jeleza.* Trudi Voenno—Vozdușnoi injenernoi academii im. Jukovskovo Vîp. 187, 1947.

[7] Hultgren, A. și Haggelund, E. Transaction ASM, 1947 — V. 39.

Ing. T Șuteu, ing. C. Popa,
ing. M. Chirilă
Combinatul chimic—Făgăraș
dr. ing. V. Luca, dr. ing. Ioana Groza,
ing. D. Ehrlich și dr. ing. Al. Constantinescu
Universitatea din Brașov

Proprietățile tablelor placate prin explozie

CZ: 621.771.8:669-41

Extinderea domeniilor de utilizare a materialelor metalice, care îmbină rezistența la coroziune cu proprietăți mecanice ridicate, în condițiile unor costuri cît mai scăzute, a condus la folosirea procedeelor de îmbinare a două sau mai multe materiale cu proprietăți diferite.

La Combinatul chimic din Făgăraș s-a perfecționat o tehnologie de placare prin explozie a tablelor din oțel carbon cu materiale de acoperire feroase și neferoase, utilizate frecvent în construcția de recipiente sub presiune, în care se vehiculează agenții chimici corosivi. Placarea prin explozie se realizează după o tehnologie de fabricație pusă la punct de specialiștii Combinatului chimic—Făgăraș, în colaborare cu Universitatea din Brașov, utilizînd explozivi speciali.

Grosimile tablelor de bază ce se supun curent procesului de placare prin explozie sînt cuprinse între 8 și 32 mm, iar ale tablelor de placare, între 1,5 și 7 mm. Recent s-a realizat placarea prin explozie a tablelor groase de 200—300 mm cu table de 10—12 mm, care se supun operației de laminare, rezultînd în final table placate subțiri cu grosimi solicitate de beneficiar, table utilizate la construcția virolelor recipientelor speciale sub presiune.

În procesul de placare prin explozie sînt utilizate următoarele sortimente de materiale: oțeluri moi K41; K47; R44; R52; 14CrMo4 16Mo3 ca materiale de bază și oțeluri inoxidabile 10TiNiCr180; 10TiMoNiCr175; 2NiCr-185, alamă, cupru, titan ca materiale de acoperire.

S-au realizat de asemenea placări de aluminiu cu cupru, table triplex cupru-aluminiu-cupru necesare industriei electrotehnice.

Fluxul tehnologic de obținere a tablelor placate în Combinatul chimic—Făgăraș este redat în figura 1.

Capacitatea de producție a instalației de placare a tablelor este de 3 500 t/anual.

Producerea tablelor placate prin explozie se realizează conform NTR 10798/1982, în care sînt precizate condițiile tehnice pe care trebuie să le îndeplinească tehnologia de fabricație și produsele realizate.

Procesul tehnologic de placare prin explozie generează în zona de îmbinare o modificare a structurii cristaline de tipul celei deformate plastic, care, în funcție de grosimea metalului de acoperire și în funcție de calitatea acestuia, poate determina modificări ale proprietăților metalului de bază. Proprietățile metalului de bază însă trebuie să rămînă la nivelul standardizat, deoarece toate

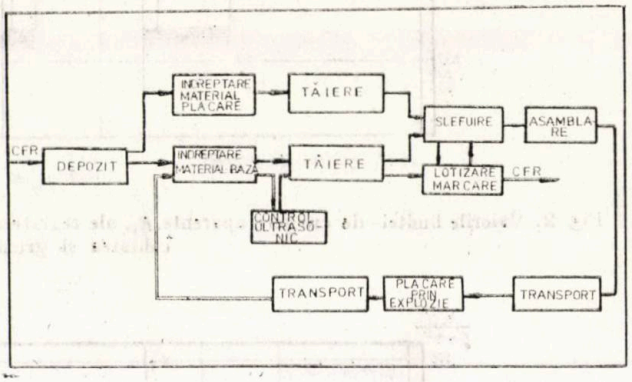


Fig. 1. Fluxul tehnologic de obținere a tablelor placate

solicitările în timpul funcționării organelor confecționate din table placate trebuie preluate de metalul de bază și nu de metalul de acoperire.

În același timp trebuie asigurată aderența stabilă și sigură între metalul de bază și cel de acoperire, chiar după ce tablele placate sînt supuse operațiilor de prelucrare și transformare în organe de mașini și instalații.

La determinarea proprietăților mecanice ale tablelor placate se urmăresc:

— verificarea caracteristicilor mecanice ale metalului de bază după placare;

— verificarea caracteristicilor mecanice de îmbinare;

— verificarea caracteristicilor materialului de acoperire după placare.

Verificarea caracteristicilor mecanice ale metalului de bază după placare se efectuează prin încercarea la tracțiune și prin încercarea de încovoiere prin șoc.

În figura 2 sînt prezentate valorile limitei de curgere aparente R_e și valorile rezistenței la rupere R_m în funcție de calitatea și grosimea metalului de bază, determinate ca medie a trei încercări, pe diferite mulțimi de probe. Pentru fiecare calitate a materialului de bază s-a înscris limita impusă de standardul respectiv; după cum rezultă din diagramă, toate

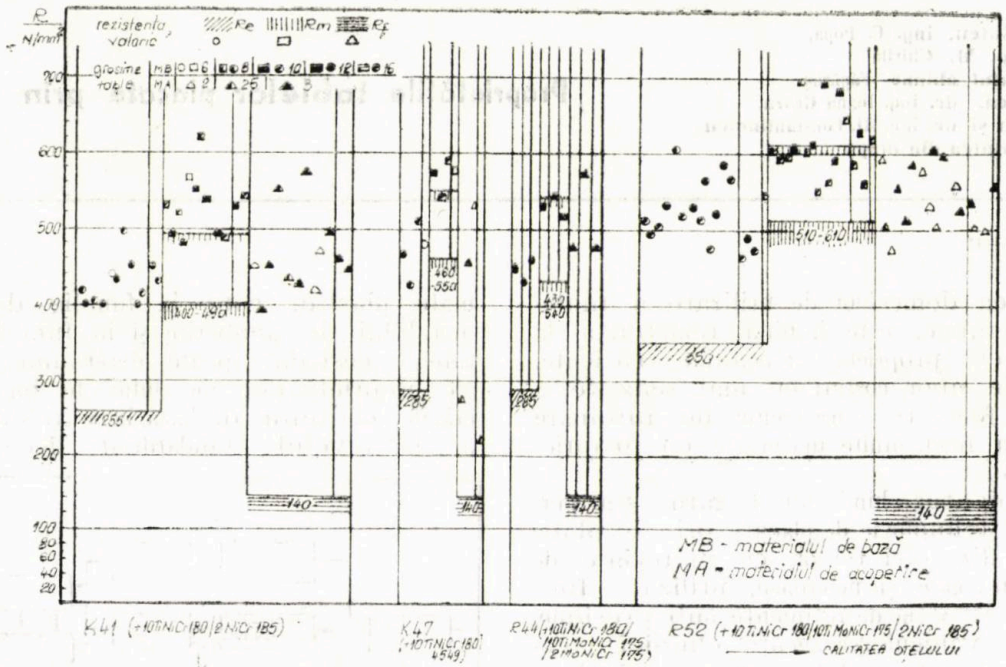


Fig. 2. Valorile limitei de curgere aparente R_c, ale rezistenței la rupere R_m și ale rezistenței la forfecare, în funcție de calitatea și grosimea metalului de bază

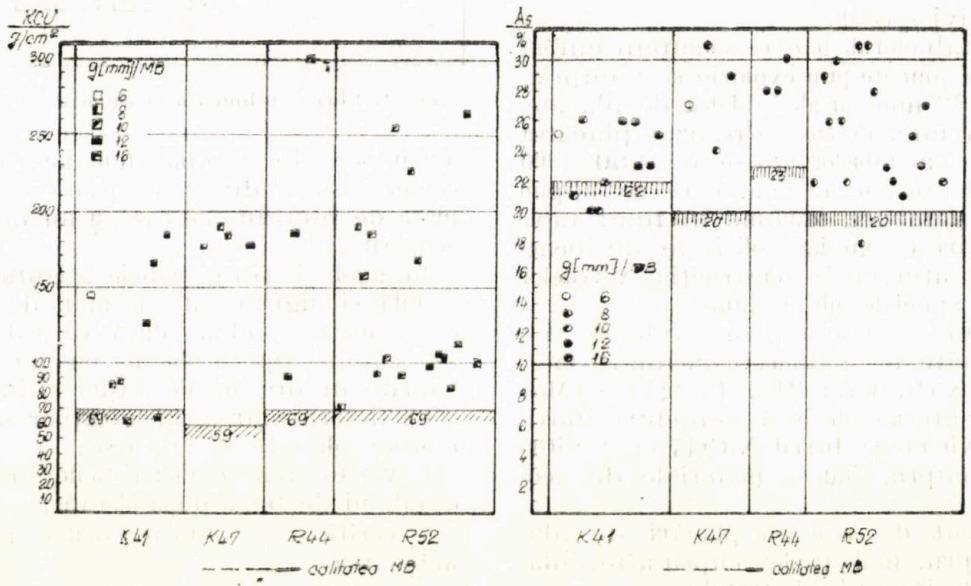


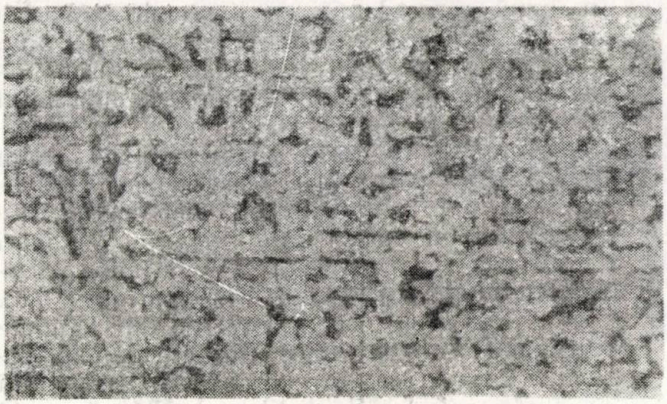
Fig. 3. Valorile rezilienței *KCU* 2 și ale alungirii la rupere *A5*, în funcție de calitatea metalului de bază

valorile obținute se încadrează deasupra limitelor minime prescrise de STAS.

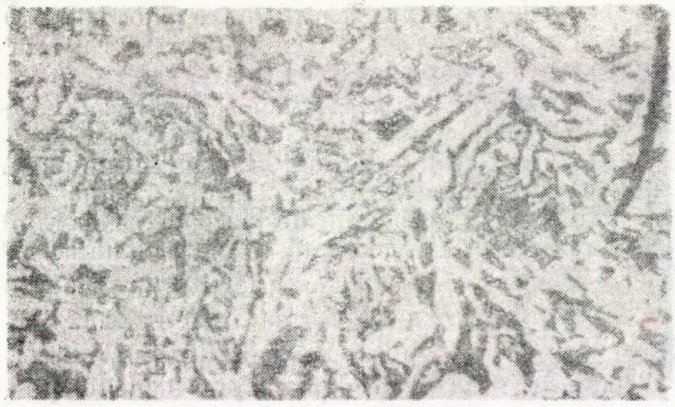
Valorile alungirilor la rupere și rezilienței *KCU2* reprezentate în figura 3 sînt destul de neomogene și apar cazuri de scădere sub limita minimă admisă în STAS. Acest fenomen nu se datorează însă procesului de placare, ci calității necorespunzătoare a materialului de pornire, aspect scos în evidență prin cercetările metalografice efectuate — structuri grosolane și Widmannstätten, dispunere în benzi a feritei și perlitei oțelului de bază (fig. 4).

Verificarea caracteristicilor mecanice de îmbinare se efectuează prin încercarea de îndoire laterală și prin încercarea la forfecare. Încercarea de îndoire fiind o încercare tehnologică dă informații asupra comportării metalului placat în timpul prelucrării prin îndoire.

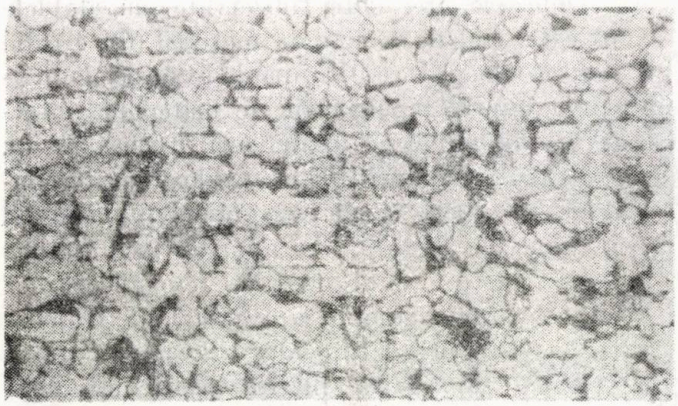
Rezultatele acestei încercări au fost întotdeauna corespunzătoare, cînd parametrii procesului de îmbinare prin placare au fost cei optimi. Valoarea minimă a rezistenței la forfecare pentru măsurarea aderenței de placare la materialul de bază este de R_f min. =



a

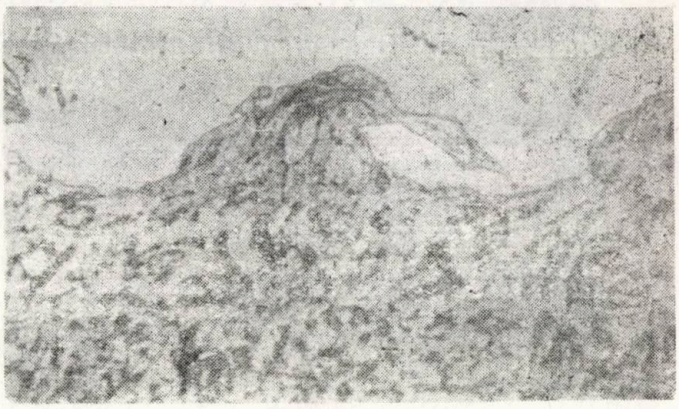


b



c

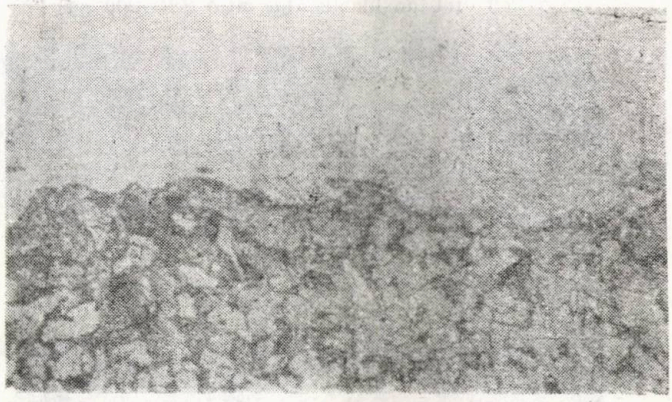
Fig. 4. Structurile metalografice ale oţelurilor de bază K 41 (*a*, *b*) şi K 47 (*c*). Atac nital 2 % (200 : 1)



a

b

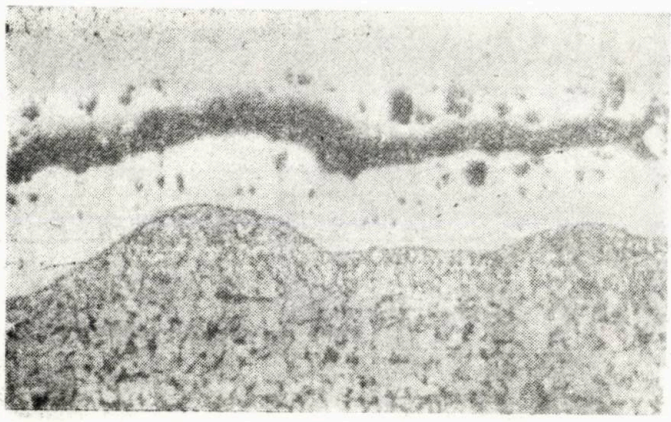
Fig. 5. Microstructuri ale zonelor de aderenţă ale oţelurilor OL42 (*a*) şi R52 (*b*) cu oţel inoxidabil. Atac nital 2 % (200 : I)



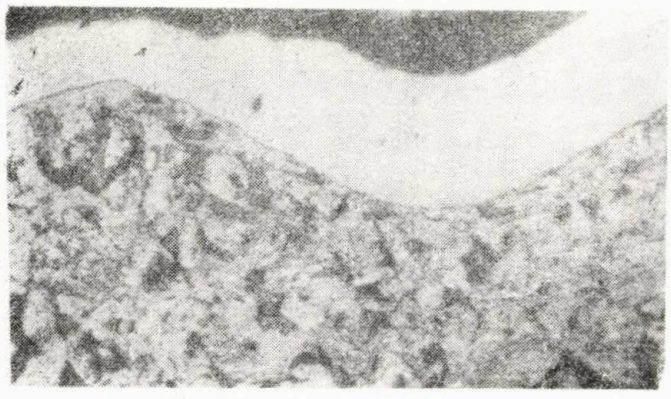
a

b

Fig. 6. Microstructuri ale planelor de separaţie între oţelul K47 şi oţelul inoxidabil. Secţiune transversală. Atac nital 2 % (200 : 1)



a



b

Fig. 7. Defecte de placare în cazul tablei din R 44 placată cu oțel inoxidabil. Atac nital 2% (200 : 1)

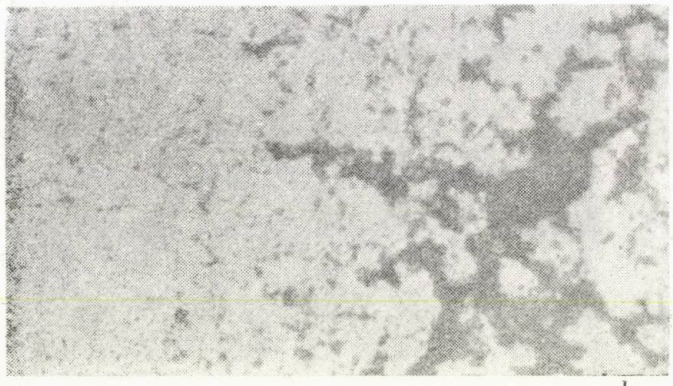


Fig. 8. Microstructura stratului intermediar între oțelul de bază și oțelul inoxidabil. Atac electrolitic cu anhidridă cromică (200 : 1)

$=140$ N/mm². Comparînd valorile R_f cu cele ale R_m și R_e din figura 2 rezultă că rezistența la forfecare atinge în general domeniul limitei de curgere, fiind întotdeauna peste valoarea minimă admisibilă, fapt pentru care se găsește în bună concordanță cu aspectele structurii sale observate pentru zona de aderență (fig. 5,6).

Acțiunea presiunii puternice provocate de placarea prin explozie se manifestă în primul rînd asupra straturilor de material din imediata vecinătate a suprafeței de contact, pentru care urmele deformării plastice sînt evidente (fig. 5,*a*). Intensitatea deformării este uneori atît de mare încît intervin smulgeri ale acestor două materiale și înglobarea părților smulse în materialul învecinat (fig. 5,*b*).

S-a putut constata o corelație directă între amplitudinea ondulațiilor produse de explozie la interfața de placare și valoarea rezistenței la forfecare; astfel, tabla placată din oțel K47 cu oțelul 10TiCrNi180 a avut rezistență la forfecare de 218 N/mm² în cazul ondulațiilor cu amplitudine mică (fig. 6, *a*) și 448 N/mm² în cazul ondulațiilor mari (fig. 6, *b*).

Verificarea caracteristicilor materialului de acoperire după placare se efectuează prin încercarea de duritate Brinell și prin determinarea coroziunii intercristaline. Duritatea Brinell se determină pe metalul de bază și pe metalul de acoperire. Se constată o omogenitate destul de bună a durității materialului de bază, dar o împrăștiere nefavorabilă a durităților stratului de acoperire, toate valorile practic determinate fiind dispuse deasupra limitei impuse de 220 *HB*.

Defectele frecvente, observate în tablele placate, sînt fie defecte de material (fig. 4.), fie defecte de placare. În urma exploziei la placare, datorită smulgerilor de material la interfață, este posibil să apară fisuri și goluri (fig.7). Supradozarea cantității de exploziv poate conduce la topiri locale ale oțelului inoxidabil în zona de placare, cu apariția în structura microscopică a unui strat de retopire distinct cu cristale columnare tipice. Contracția locală la solidificarea rapidă a stratului topit produce numeroase microretasuri, îndeosebi în straturile cu grosime mai mare (fig. 8).

Rezultatele încercărilor mecanice ale tablelor placate și analizele structurale efectuate arată că procedeul tehnologic de placare prin explozie aplicat asigură produse de calitate, în măsura în care caracteristicile mecanice și structura metalografică a materialelor de pornire sînt adecvate.

Ing. Anișoara Ciocan
Universitatea din Galați
ing. N. Ciocan și ing. I. Vasile
I.N.E.T.O.F. – Galați

Cercetări privind placarea oțelului cu aliaje neferoase antifricțiune cu duritate ridicată

CZ: 62–419.4:621.791

O mare parte a problemelor de sudură, puse în fața industriei constructoare de mașini, poate fi cuprinsă sub denumirea generală de „placare", scopul urmărit fiind producerea unor materiale metalice compuse, bimetalele, la care unul dintre metale (placajul) are proprietăți semnificativ diferite față de celălalt (metalul de bază sau suportul).

Înălțimea metalului depus este în general mică în raport cu cea a metalului de bază.

Funcțiile metalului depus diferă după necesități, dar în mod obișnuit sînt impuse cerințe privind duritatea, rezistența la uzare, coroziune, precum și combinații ale acestora.

Prin utilizarea bimetalelor se pot asigura condițiile impuse, privind caracteristicile mecanice și proprietățile speciale ale suprafețelor de lucru, precum și reducerea costurilor de producție.

În acest context s-a realizat prezenta lucrare, care se încadrează în domeniul placării oțelurilor cu aliaje neferoase.

Lucrări experimentale privind placarea oțelului cu aliaje antifricțiune cu duritate ridicată

În lucrarea de față se prezintă unele rezultate privind placarea cu aliaje neferoase antifricțiune a reperelor de la presele pentru ferite „PATINA TPA 45" și „CAMA TPA 45", pe suprafețele supuse la uzare.

Întrucît piesele luate în studiu sînt solicitate la presiuni mari de contact pe suprafețele supuse la uzare, în afara proprietăților antifricțiune bune, materialul utilizat pentru placare trebuie să aibă duritate ridicată, care a fost impusă de proiectant la minimum 250 *HB*.

Datorită impunerii acestei durități, precum și faptului că placarea a fost făcută pe oțel, aliajele neferoase clasice utilizate în prezent (bronzuri cu staniu, bronzuri cu plumb) nu sînt corespunzătoare.

Studiile teoretice, încercările la uzare pe mașina Amsler și verificările la scară industrială au condus la concluzia că cele mai bune rezultate se obțin utilizînd bronzuri cu aluminiu, complex aliate cu fier, nichel și mangan.

Pentru placare s-a utilizat procedeul de sudare cu arc electric în mediu protector de gaze inerte, tip WIG.

Materialul antifricțiune de depunere a fost turnat sub formă de vergele cu diametrul de 4 mm și lungimea de 400 mm, într-o cochilă metalică.

S-au efectuat încercări pentru diferite compoziții chimice ale aliajului pentru vergele de sudare. În tabelul 1 sînt înscrise cîteva rezultate ale durității stratului depus, în funcție de compoziția chimică a acestuia.

Tabelul 1

Compoziția chimică a placajului, %					Duritatea, *HB*
Al	Fe	Ni	Mn	Cu	
7,8	3,5	—	—	rest	178
9,5	4,6	4,5	0,8	"	214
10,6	4,2	3,7	0,9	"	230
11,2	4,8	4,6	1,0	"	275

Din datele experimentale rezultate în urma placărilor efectuate prin procedeul WIG, cu vergele din bronz cu aluminiu complex aliat, cu diferite compoziții chimice, pe probe din oțel carbon OT 45–3 cu C ≤ 0,25%, s-a ajuns la concluzia că rezultatele cele mai bune la uzare și durități mari, 250*HB*, se obțin pentru următoarea compoziție chimică a placajului: Al = 11–12%; Fe = 4–5%; Ni = 4–5%; Mn = 0,8–1,2%; Cu = rest.

Parametrii regimului de sudare prin procedeul WIG

Din studierea regimurilor de placare a oțelului cu bronz cu aluminiu complex aliat prin procedeul de sudare WIG, au rezultat următorii parametri optimi:

– temperatura de preîncălzire a metalului de bază, 50–150°C;

– curent alternativ sau curent continuu cu polaritate inversă (DC⁺);

– diametrul materialului de adaos $Ø_{MA}$ = 4 mm;

– curentul de sudare I_s = 200–250 A;

– debitul gazului protector, 20–30 l/min; s-a folosit argon tip A (puritate 99,996%).

Considerații privind diluția metalului de adaos cu materialul de bază

În vederea realizării optime a unei placări cu aliaj neferos pe un suport de oțel, este foarte importantă cunoașterea aspectelor metalurgice care apar la depunere.

În asemenea cazuri apar gradienți mari de concentrație la toate elementele componente, la trecerea de la metalul de bază la placaj.

La procedeul de placare prin sudare WIG, la depunerea primului strat, baia metalică provine din topirea metalului de bază, *MB*, și a metalului de adaos, *MA*.

Mărirea cantității de *MB* în placaj diminuează mult proprietățile acestuia, motiv pentru care la placarea oțelului cu aliaje neferoase antifricțiune este necesar ca aceasta să se desfășoare multistrat.

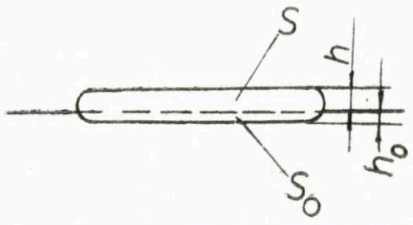


Fig. 1. Secțiune transversală prin materialul de bază placat

Considerînd o secțiune prin *MB* placat (fig. 1.) și notînd cu x participarea metalului de bază în placaj, în %, și cu y, participarea metalului de adaos în metalul de bază, în %, iar cu S și S_0 suprafața secțiunilor, rezultă :

$$x = \frac{S_0}{S + S_0} \qquad y = \frac{S}{S + S_0} \tag{1}$$

Concentrația teoretică a unui element în placaj se poate calcula cu formula :

$$C_t = x \cdot C_{MB} + y \cdot C_{MA} \tag{2}$$

unde : C_t este concentrația teoretică a elementului în placaj ;

C_{MB} — concentrația elementului în *MB* ;

C_{MA} — concentrația elementului în *MA*.

Dar : $$x + y = 1 \tag{3}$$

înlocuind $y = 1 - x$ în relația (2), rezultă :

$$C_t = (C_{MB} - C_{MA}) \cdot x + C_{MA} \tag{4}$$

Cu relația (4) se poate calcula concentrația teoretică a elementelor la depunerea mai multor straturi, x reprezentînd, pe rînd, participarea *MB* în stratul *I* tampon cu placajul, participarea stratului *I* în stratul *II* de placaj etc.

Ținînd seamă de forma regulată a placajului, pentru calcule se consideră raportul suprafețelor aproximativ egal cu raportul înălțimilor aferente :

$$\frac{S_0}{S} = \frac{h_0}{h} = \frac{x}{y}$$

Avîndu-se în vedere cele expuse în legătură cu diluția placajului în metalul de bază, precum și diferențele foarte mari de concentrații ale elementelor în *MB* și *MA*, la placarea unui oțel cu aliaj neferos, rezultă importanța faptului că depunerea trebuie făcută multistrat, iar parametrii placării prin sudare trebuie astfel aleși, încît diluția să fie cît mai mică.

Pentru placarea prin sudare cu aliaje neferoase grele, calculul compoziției chimice a aliajului de depunere se va efectua ținîndu-se seamă de faptul că în timpul procesului de sudare are loc și arderea elementelor.

Deoarece depunerea placajului se efectuează multistrat, la depunerea ultimului strat utilizîndu-se relația (4), se poate considera că :

$$C_{MB} \simeq C_{MA},$$

deoarece C_{MB} reprezintă în acest caz concentrația elementului în ultimul strat. Calculul compoziției chimice a materialului de adaos din vergele se va efectua utilizînd relația :

$$C_{MA} = \frac{C_t}{1 - \frac{a}{100}} \tag{5}$$

unde a este cantitatea dintr-un element, exprimată în %, cu care se micșorează conținutul elementului respectiv în aliajul depus.

Din determinările efectuate experimental, pentru bronzurile cu aluminiu complex aliate, depuse prin procedeul WIG, valorile lui a sînt :

$a_{Al} = 7\,\%$; $a_{Fe} = 2{,}5\,\%$; $a_{Mn} = 3{,}5\,\%$; $a_{Ni} = 0\,\%$;

$a_{Cu} = 2{,}5\,\%$

Concluzii

Placarea oțelurilor cu aliaje neferoase grele se va efectua numai multistrat, grosimea unui strat și deci implicit a vergelei din materialul de depunere alegîndu-se în funcție de grosimea placajului ce trebuie realizat, astfel încît numărul straturilor să fie suficient de mare, pentru ca la ultimele straturi depuse compoziția chimică să nu poată fi influențată de compoziția metalului de bază. De asemenea parametrii de sudare se vor stabili astfel încît diluția placajului în metalul de bază să fie cît mai mică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Popovits, D. și Subu, T. *Bimetale*. Timișoara, Editura Facla, 1982.

[2] Gâdea, Suzana și Petrescu, Maria. *Metalurgie fizică și studiul metalelor*. București, Editura didactică și pedagogică, 1981.

[3] Bemst, A. și Daemen, R. *La placage inoxydables et nonferreux par le procedé de sudage*. În : Revue de soudure, Franța, nr. 3, 1969.

[4] *** *Know How Welding Repair for new Propeller*. Nakashima Propeller Co. Ltd.

Ing. M. Dinu
M. I. M. U. E. E. — București

Purificarea titanului prin metoda electrolizei în săruri topite

CZ : 541.135 .669.295

Metoda electrolizei în săruri topite se aplică în special la metalele cu reactivitate relativ mare, cum ar fi : aluminiu, titan, zirconiu, hafniu etc.

Primele încercări de depunere a titanului electrolitic au fost făcute în eutecticul KCl—LiCl de către G. D. P. Cordner și H.W. Worner [1] în 1951. S. Senderoff în 1966 [2] face o analiză critică asupra tuturor posibilităților de reducere în săruri topite a titanului și zirconiului. Abia în 1972 și 1976 apar primele publicații relativ la reducerea electrolitică a clorurii de titan în KCl—LiCl și în $CaCl_2$—BaCl—NaCl, primul eutectic la temperaturi înalte (850—900 C°), iar al doilea la temperaturi relativ mai joase (550°C) [3], [4].

Lucrările anterioare lui 1970 au fost efectuate în băi de săruri cu puncte înalte de topire pe bază de clorură de litiu, sodiu, potasiu cu sau fără adaosuri de fluoruri ale metalelor alcaline sau numai în NaCl topit. Se cunosc și băile de fluoruri topite [2].

Pentru combaterea contaminărilor și rezolvarea problemelor de ordin tehnologic și economic, eutecticul $BaCl_2$—$CaCl_2$—NaCl cu punct de topire relativ scăzut (440°C) este mult mai avantajos ($BaCl_2$; $CaCl_2$; NaCl = 16,4 ; 46,9 ; 36,7 % mol).

Cu acest eutectic se poate lucra în celule din sticlă termorezistentă de tip Pyrex sau din oțel de tip Hastelloy [4], [5].

Reducerea electrolitică a clorurii $TiCl_4$ a fost efectuată în celulă de sticlă, sarea topită introducîndu-se într-un recipient din carbon sticlos, în interiorul căruia se plasează electrodul de referință, anodul, catodul și tija de aducere a curentului de $TiCl_4$ (p.f. 136°C).

S-a determinat domeniul de stabilitate al băii și apoi mecanismul de reducere al $TiCl_4$.

Electrodul de referință se realizează cu ajutorul unui fir de argint scufundat în același eutectic care conține cca 2% AgCl, totul fiind plasat într-o teacă de sticlă Pyrex. Conductibilitatea cu baia se asigură de către ionii de sodiu din sticlă. Rezistența măsurată între firul de argint și un electrod scufundat în eutectic la 550°C este de circa 1 000 Ω.

Eutecticul $BaCl_2$ $CaCl_2$—NaCl se obține prin topire sub vid (10^{-3} torr) în tub de sticlă a amestecurilor respective, astfel se elimină o bună parte din apa conținută de constituenți. După introducerea în celula de lucru și topire se barbotează cu clorură de hidrogen, urmată de mai multe vidări la 10^{-3} torr. Se asigură astfel o deshidratare avansată, după care celula este umplută cu argon pur și ținută la o ușoară suprapresiune (1—2 mmHg peste presiunea atmosferică).

Domeniul de potențial utilizabil. Electrodul de referință $Ag^0 \rightleftharpoons Ag^+ + e$, pentru o concentrație de clorură de argint 2% în greutate, are un potențial de —1,050 V în raport cu electrodul de clor luat ca potențial de origine. În raport cu acest electrod de referință, se va defini tensiunea catodică la care apare descompunerea băii.

S-a determinat astfel domeniul de potențial ce poate fi utilizat. El este limitat către mediul reducător de apariția sodiului la — 1,750 V și către mediul oxidant la + 1,050 V, adică se oferă un domeniu utilizabil de 2,8V.

Reducerea electrochimică a tetraclorurii de titan. Se lucrează într-un mediu puternic ionizat, cum este cel al clorurilor de bariu, calciu și sodiu. Tetraclorura de titan este un produs covalent și are o solubilitate extrem de mică în baia de săruri topite. Pentru a se realiza reducerea tetraclorurii de titan, ea trebuie adusă în imediata vecinătate a catodului. $TiCl_4$ a fost antrenată de un curent de argon pur și, printr-un tub la a cărui terminație se află o diafragmă din sticlă poroasă, se barbotează în jurul catodului.

Anodul este din grafit de puritate spectrală, iar catodul, din carbon vitros. Anodul este separat de catod printr-o diafragmă din alumină poroasă.

Figura 1 prezintă variația curentului de reducere i în funcție de potențialul catodic

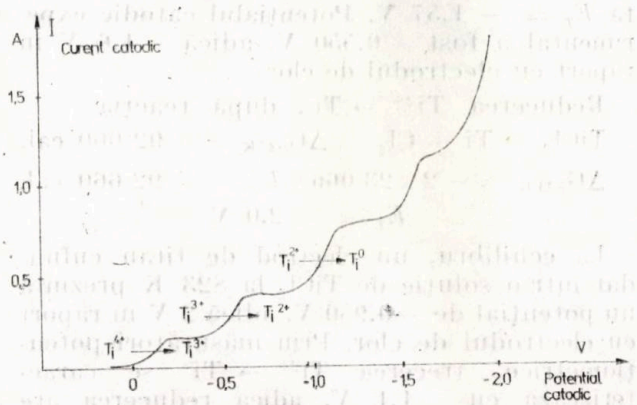


Fig. 1. Variația curentului de reducere i în funcție de potențialul catodic impus în eutecticul $BaCl_2$—$CaCl_2$—NaCl

impus. Se constată că reducerea $TiCl_4$ se efectuează în mai multe trepte, cărora li se pot atribui pentru semiinălțimea valului de curent potențialele −0,1 V, −0,55 V și −1,10 V.

Experimental se arată că un depozit de titan pe catod se obține numai la potențiale superioare lui −1,0 V.

Aceasta permite să se atribuie semivalului de curent situat la −1,1 V, etapei $Ti^{2} \rightarrow Ti^{\circ}$ și, în continuare, după cum urmează:

$$Ti^{4} \rightarrow Ti^{3+} \text{ la } -0{,}1 \text{ V}$$

$$Ti^{3+} \rightarrow Ti^{2+} \text{ la } -0{,}55 \text{ V}$$

Aceste trepte au fost verificate și prin introducerea de subcloruri de titan $TiCl_3$ și $TiCl_2$.

S-au confruntat rezultatele experimentale cu datele termodinamice ale clorurilor de titan, calculîndu-se variația energiei libere ce însoțește fiecare etapă de reducere a clorurii de titan. Astfel se poate cunoaște potențialul teoretic E_T ce însoțește reacția $\Delta G = -Z.F.E.T.$

Pentru reducerea $Ti^{4+} \rightarrow Ti^{3+}$

$$TiCl_4 \rightarrow Ti + 2\,Cl_2 \qquad \Delta G_{823\,K} = +158\,397 \text{ cal.}$$

$$Ti + \frac{3}{2} Cl_2 \rightarrow TiCl_3 \qquad \Delta G_{823\,K} = -128\,953 \text{ cal.}$$

$$TiCl_4 \rightarrow TiCl_3 + \frac{1}{2} Cl_2 \qquad \Delta G_{823\,K} = +29\,444 \text{ cal.}$$

$$\Delta G_{823\,K} = 1 \times 23\,066 \times E_T = 29\,444$$

$E_T = -1{,}27$ V, în raport cu electrodul de clor. Dacă se compară această valoare cu cea obținută experimental (−0,100) cu un electrod de referință Ag^{+}/Ag° (potențial în raport cu clorul −1,050 V), se observă că reducerea $TiCl_4$ are loc la −1,150 V, deci aproape de valoarea teoretică.

Pentru reducerea $Ti^{3+} \rightarrow Ti^{2+}$, s-a calculat $\Delta G_{823\,K} = +36\,293$ cal., de unde rezultă $E_T = -1{,}57$ V. Potențialul catodic experimental a fost −0,550 V, adică −1,6 V în raport cu electrodul de clor.

Reducerea $Ti^{2+} \rightarrow Ti^{\circ}$, după reacția

$$TiCl_2 \rightarrow Ti + Cl_2 \qquad \Delta G_{823\,K} = +92\,660 \text{ cal.}$$

$$\Delta G_{823\,K} = -2 \times 23\,066 \times E_T = +92\,660 \text{ cal.}$$

$$E_T = -2{,}0 \text{ V}$$

La echilibru, un electrod de titan cufundat într-o soluție de $TiCl_2$ la 823 K prezintă un potențial de −0,950 V, adică 2 V în raport cu electrodul de clor. Prin măsurători potențiometrice, trecerea $Ti^{2+} \rightarrow Ti^{\circ}$ se caracterizează cu −1,1 V, adică reducerea are loc la 2,150 V în raport cu electrodul de clor.

Aceste date au arătat că reducerea clorurii de titan are loc printr-un proces electrochimic și, în același timp, au infirmat ipoteza conform căreia reducerea ar avea lor prin acțiunea chimică a alcalinelor metalice asupra compușilor de titan (Kroll în soluție) [10], [11].

Pe curba potențiometrică *2* se observă un semival de curent situat la 1,5 V, iar în cursul experiențelor au mai apărut și dispărut și alte valuri de curent. Ele au fost semnalate și de alți cercetători [3] și au fost atribuite altor cloruri care ar exista în soluție, cum ar fi VCl_3.

Pentru a se cunoaște căror procese se datorează aceste valuri, s-a studiat reducerea $TiCl_4$ în alt eutectic ce permite variații mai mari de temperatură. S-a ales eutecticul $BaCl_2-KCl-LiCl$ (6,38 %−39,36 %−54,26 %), cu punct de topire 320 °C. Acesta a permis să se studieze reducerea $TiCl_4$ la temperaturile 350−550°C [5].

Eutecticul se prepară prin topirea clorurilor componente în vid și în prezența NH_4Cl sau în atmosferă de acid clorhidric (HCl). Lichidul se filtrează și se poate, după solidificare, păstra în atmosferă de argon sau sub vid.

Ca electrod de referință a fost folosit A_g°/Ag_S^{+} în tub din sticlă Pyrex. Rezistența măsurată între referință și un electrod exterior variază exponențial cu temperatura; ea a fost de 1 K Ω la 540°C, 25 K Ω la 400°C și 100 K Ω la 350°C și este în acord cu datele studiului sistemului AgCl−NaCl [6].

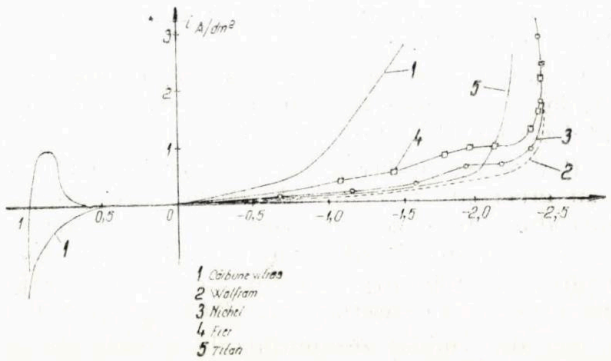


Fig. 2. Influența naturii catodului asupra reducerii litiului

Figura 2 reprezintă influența naturii catodului asupra reducerii litiului. Potențialul deosebit de reducere a litiului pe catod de grafit a fost semnalat și de James [7] care a explicat aceasta prin formarea unor compuși de inserție.

După potențialul de depunere a litiului pe catod de nichel, stabilitatea băii poate fi caracterizată prin diferența de potențial anod-catod de 3,3 volți, care este foarte

apropiată de cea calculată după datele termodinamice ale clorurii LiCl (3,6 V).

Studiul diferitelor trepte de reducere a $TiCl_4$. Trasarea curbei de polarizare către potențiale negative a pus în evidență o reducere la un potențial de +0,500 V, același ce fusese menționat de Quemper și Coll [3] în eutecticul KCl—LiCl, și care nu fusese găsit de Nardin și Lorthioir în eutecticul $BaCl_2$—$CaCl_2$—NaCl [4] (fig. 3).

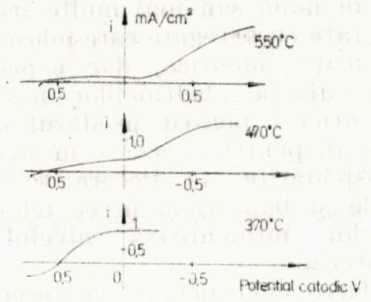


Fig. 3. Deplasarea potențialului de reducere $Ti^{4+} \rightarrow Ti^{3+}$ cu temperatura de lucru

În eutecticul $BaCl_2$—KCl—LiCl, primul val de reducere se observă numai către 0 volți și astfel clorura $TiCl_4$ care nu este solubilă cu $BaCl_2$—$CaCl_2$—NaCl este reținută numai atunci cînd baia conține clorură de potasiu, prin formarea complexului K_2TiCl_6, care de asemenea a fost observat în amestecurile KCl—LiCl [8]. De fapt Mui și Flengas au arătat că echilibrul :

$$K_2TiCl_6 \rightleftharpoons 2\ KCl + TiCl_4$$

se deplasează la dreapta cu creșterea temperaturii. Primul stadiu al reducerii $E_{1/2} = +0,5$ V corespunde reducerii complexului :

$$(TiCl_6)^{2-} + e^- \rightarrow (TiCl_6)^{3-}$$

$$Ti(IV) \rightarrow Ti(III)$$

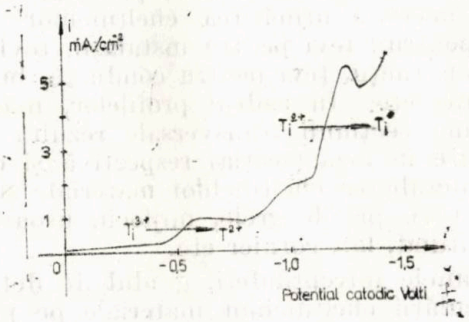


Fig. 4. Variația curentului de reducere *i* în funcție de potențialul catodic impus în eutecticul $BaCl_2$—KCl—LiCl

La temperatură mai ridicată (550°C) sau în absența complexului $(TiCl_6)^{2-}$, reducerea urmează reacția :

$$TiCl_4 \rightarrow (TiCl_4)^- \qquad \text{la } E_{1/2} = -0,100 \text{ V}$$
$$Ti(IV) \rightarrow Ti(III)$$

Datele experimentale au sugerat existența complexului de Ti(III) tetra- și hexacoordinat.

Existența complexului K_2TiCl_6 în baie a fost studiată [5]. Mai întîi el a fost preparat sintetic din KCl și $TiCl_4$ la 370°C și sub o presiune de o atmosferă de $TiCl_4$. A fost caracterizat ca un compus pur cu ajutorul spectrelor Raman. A fost de asemenea preparat și în eutecticul $BaCl_2$—KCl—LiCl și identificat în soluție.

Difracția cu raze X a pus în evidență o fază cubică cu parametrul $a = 9,79$ Å, identică cu cea găsită de Bland și Flengas [9].

La potențiale relativ mai catodice apare un val la cca −1,0 V, care fusese atribuit reducerii $V^{2+} \rightarrow V^0$ sau prezenței unei oxicloruri [3]. Nardin și Coll consideră că este vorba tot de complecși ai titanului [5] (fig. 4).

Ultimul stadiu al reducerii $Ti^{2+} \rightarrow Ti^0$ se situează la −1,15 V în acord cu studiile anterioare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cordner, G.D.P. și Worner, H. W. În: Aust. J. Appl. Sci., Australia, nr. 2, 1951, p. 358.

[2] Senderoff, S. În: Metall. Rev., Anglia, nr. 11, 1966, p. 97.

[3] Quemper, F., Derro, D. și Rigaud, M. În: J. Electrochem. Soc., S.U.A., nr. 119, 1972, p. 1353.

[4] Nardin, M. și Lorthioir, G. *a*) R.C.P. Titane, CNRS. Université de Rennes, Rennes, Franța, 16—17 noiembrie, 1976; *b*) J. Less. Comm. Metals, nr. 56, Olanda, 1977, p 269—276.

[5] Nardin, M., Chassaing, E. și Lorthioir, G. Simpozionul internațional „Molten Salt Electrolysis in Metal Production" Grenoble, Franța, 19—21, sept. 1977. Publicație „Institution of Mining and Metallurgy" Londra, 1977, p. 35.

[6] Panish, M. B. și Coll. În: Phys. Chem., S.U.A., nr. 62, 1958, p. 1325.

[7] James, S.D. În: Electrochemical Soc., S.U.A., nr. 112, 1975, p. 921.

[8] Mui, H. J. și Flengas, S. N. În: Can. Journal Chem., Canada, nr. 40, 1962, p. 997.

[9] Bland, J.A. și Flengas, S. N. În: Can. J. Phys., Canada, nr. 39, 1961, p. 941.

[10] Bockris, J. O. M. În: Nature, Anglia, nr. 178, 1956, p. 654.

[11] Dean, R. S. În: Metal. Ind., Anglia, nr. 90, 1957, p. 143—146; 165—167 și 193—194.

Indicatorul „Cheltuieli materiale pe unitate de produs" în industria siderurgică

Dr. ec. M. Chirilă
Universitatea din Galați

CZ : 657.471.11

În scopul urmăririi în siderurgie, pe fiecare produs, a modului de folosire a fondurilor materiale, se propune calcularea indicatorului „cheltuieli materiale pe unitate de produs". Acesta permite cunoașterea eforturilor materiale și a factorilor care determină mărimea lor pe produs, dă posibilitatea conducerii întreprinderilor de a se informa asupra activității economice desfășurate la locurile de producție, de a stabili în ce măsură au fost îndeplinite sarcinile de reducere a consumurilor specifice pe agregat — furnal, cuptor, laminor etc. — sau secție, și de a lua măsurile necesare pentru eliminarea lipsurilor în organizarea producției și a muncii. Analiza periodică a cheltuielilor materiale pe produs creează condiții pentru un regim strict de economii prin măsuri organizatorice eficiente.

În industria siderurgică, cheltuielile materiale pe produs rezultă din însumarea cheltuielilor materiale, determinate în mărime absolută, corespunzător stadiului de execuție a produsului și raportarea lor la unitatea de măsură a produsului. Avînd în vedere că majoritatea produselor siderurgice se măsoară în unități naturale, respectiv în tone, cheltuielile materiale pe produs se stabilesc în lei/t. Particularitățile procesului tehnologic din siderurgie generează o anumită nomenclatură a produselor siderurgice, care corespunde structurii tehnologice și organizatorice a întreprinderilor. În mod frecvent, activitatea unei secții în siderurgie corespunde fazei de fabricație. Secția furnale, de pildă, cuprinde faza de fontă; secția oțelărie, faza fontă-oțel; secția bluming, faza oțel lingou — blum ș.a.m.d. În aceste condiții, cheltuielile materiale calculate pe fiecare secție de fabricație corespund cheltuielilor materiale necesare fabricării produselor siderurgice: fontă, oțel, laminate etc. La formarea cheltuielilor materiale ale produselor respective se are în vedere și aportul celorlalte activități care produc materiale directe sau auxiliare, în scopul alimentării agregatelor principale.

Avînd în vedere că la executarea unui produs, care reprezintă o fază a procesului tehnologic, concură mai multe agregate cheie și care, organizatoric, formează una sau mai multe secții, calcularea cheltuielilor materiale pe unitate de produs trebuie să se efectueze pe fiecare secție. Produsul oțel Martin, de pildă, corespunde fazei de prelucrare fontă-oțel și se execută la unele combinate siderurgice în două sau mai multe secții de oțelărie, dotate cu agregate care folosesc procedee de fabricație identice, dar capacități diferite. Calcularea cheltuielilor materiale trebuie efectuată pentru produsul oțel al fiecărei secții, pentru a scoate în evidență cum sînt gospodărite de fiecare secție valorile materiale și bănești și în ce fel capacitatea agregatelor influențează nivelul cheltuielilor materiale.

Calcularea cheltuielilor materiale trebuie detaliată și în funcție de calitatea produsului, corespunzător destinației generale și speciale a produsului respectiv. Este necesar să se urmărească cheltuielile materiale la fonta albă și cenușie; oțel calmat, necalmat, slab aliat etc.; table, benzi, țevi; produse speciale: bandaje, discuri, roți etc.

Pentru urmărirea cheltuielilor materiale prezintă importanță detalierea calculației produsului reprezentativ al fazei (secției), în așa fel încît să se poată asigura corelația cu clasificarea, după care se întocmesc balanțele cantitative și respectiv aceea după care se stabilesc normele de consum, care, la rîndul lor, țin seamă de domeniul de utilizare. În cazul semifabricatelor, ca de exemplu: blumul sau sleburile; țaglele sau platinele, pe lîngă detalierea pe calitatea oțelului necalmat, calmat etc., mai apare și destinația: țagle de relaminare, țagle pentru forjă, țagle pentru țevi sau blumuri de relaminare și blumuri pentru forjă etc. În domeniul de execuție al țevilor, procesul de utilizare necesită urmărirea cheltuielilor materiale pentru: țevi pentru instalații, țevi pentru construcții, țevi pentru conducte, burlane de foraj etc. În cadrul profilelor, mărimea și forma secțiunii transversale rezultă după laminare în faza (secția) respectivă și determină detalierea cheltuielilor materiale și anume pentru profile grele, mijlocii, ușoare sau oțel rotund, lat, cornier etc.

În unele întreprinderi, gradul de detaliere a calculării cheltuielilor materiale pe produs poate fi și mai mare, cuprinzînd grupe de dimensiuni sau chiar dimensiuni, grupe de mărci sau chiar mărci și aceasta mai ales pentru oțelurile aliate. Folosirea indicatorului „cheltuieli materiale pe unitate de produs" prezintă mari avantaje pentru întreprinderile siderurgice, deoarece sintetizează

factorii care concură la creşterea eficienţei utilizării resurselor materiale. Prin intermediul lui se poate urmări contribuţia secţiilor la reducerea cheltuielilor materiale. Totodată, dă indicaţii asupra mărimii cheltuielilor de prelucrare obţinute pe utilajul sau agregatul siderurgic respectiv. Răspunde altor interese ale organelor coordonatoare din centrale şi minister, legate de determinarea sarcinilor de plan (cheltuieli materiale la 1 000 lei producţie marfă, norme de consum etc.), de influenţa punerii în funcţiune a unor instalaţii noi, repartizarea sarcinii de reducere a cheltuielilor materiale la întreprinderi pe criteriul nivelului cheltuielilor materiale pe produs, cel mai redus etc. O mare importanţă prezintă calcularea cheltuielilor materiale pe produs, în vederea determinării producţiei nete pe secţii, fapt foarte important dacă se are în vedere că în momentul de faţă producţia netă se calculează numai la nivel de întreprindere siderurgică.

Indicatorul respectiv se poate calcula după formula : $I_{ch} = \frac{ch.m}{Q}$, în care $ch.m$ reprezintă cheltuieli materiale necesare fabricării produsului respectiv ; Q — producţia realizată din produsul respectiv la un moment dat.

Sub această formă generală, indicatorul respectiv reflectă în mod static nivelul cheltuielilor materiale pe unitatea de produs. Întrucît cheltuielile materiale pot să se schimbe de la o perioadă la alta sub influenţa noilor tehnologii, a automatizării etc., este necesar ca indicatorul să se calculeze în dinamică pentru a evidenţia efortul secţiei sau al întreprinderii, faţă de perioadele precedente, în reducerea cheltuielilor materiale. În acest caz, pentru analiza dinamicii, se poate folosi următoarea relaţie de calcul :

$$I = \left[\frac{\Sigma\, ch \cdot m_1}{\Sigma\, Q_1} : \frac{\Sigma\, ch \cdot mc}{\Sigma\, Q_0} \right] 100$$

Cu ajutorul relaţiei menţionate se pot determina : mărimea absolută a economiilor sau a depăşirilor de consum, procentul de reducere sau de depăşire a consumului, a amortizării şi rezervele interne care pot fi mobilizate de secţii şi, implicit, întreprinderi. Mărimea absolută (E) a economiilor sau a depăşirii consumurilor de materiale pe unitatea de produs se determină prin scăderea, după caz, din indicatorul „cheltuieli materiale" realizat în perioada de bază a :

— indicatorului consumului de materiale planificat :

$$E = \frac{\Sigma\, ch \cdot m_0}{\Sigma\, Q_0} - \frac{\Sigma\, ch \cdot m \cdot pl}{\Sigma\, Qpl}$$

— indicatorului realizat în perioada curentă :

$$E = \frac{\Sigma\, ch \cdot m_0}{\Sigma\, Q_0} - \frac{\Sigma\, ch \cdot m_1}{\Sigma\, Q_1}$$

— indicatorului realizat de alte secţii sau întreprinderi care fabrică acelaşi produs :

$$E = \frac{\Sigma\, ch \cdot m_0}{\Sigma\, Q_0} - \frac{\Sigma\, ch \cdot m_r}{\Sigma Q_r}$$

Cunoscîndu-se mărimea absolută a economiilor sau eventual a depăşirilor de materiale, se poate calcula procentul de reducere sau de depăşire a consumului de materiale pentru fiecare produs, folosindu-se, după caz, formulele :

$$I = E : \frac{\Sigma\, ch \cdot mpl}{\Sigma\, Qpl}\,; \quad E = \frac{ch \cdot m_1}{\Sigma\, Q_1}\,; \quad E : \frac{\Sigma\, ch \cdot mr}{\Sigma Q_r}$$

Calculele efectuate, folosind formulele de mai sus, dau posibilitatea colectivului secţiei analizate, şi al întreprinderii, să studieze modul de folosire a resurselor materiale, să descopere rezervele interne nefolosite şi să ia măsurile ce se impun.

Nu încape îndoială că folosirea indicatorului „cheltuieli materiale pe produs" are şi unele limite de ordin metodologic, care duc la scăderea puterii lui de informare. Printre altele, aceste limite constau în faptul că la nivelul secţiei indicatorul respectiv suportă o serie de influenţe, cum este, de pildă, variaţia valorii cheltuielilor materiale în funcţie de valoarea materiei prime folosite.

Aceasta înseamnă că, cu cît valoarea acestor materii prime este mai mare, cu atît mai mare va fi şi cheltuiala materială respectivă, deşi în majoritatea cazurilor se depun aceleaşi eforturi, respectiv se adaugă aceeaşi valoare nouă pentru realizare. Totodată, efectele cooperării între combinate — cerinţă obiectivă pentru siderurgie — se reflectă deformat în indicatorul cheltuieli materiale, mărindu-l în mod nejustificat, întrucît valoarea semifabricatelor din afară se înregistrează la preţuri de produse şi nu la costuri de fabricaţie

ca în cazul cooperării între secţiile aceleiaşi întreprinderi. Cu cît volumul semifabricatelor achiziţionate din afară este mai mare, cu atît influenţa artificială de creştere a cheltuielilor materiale pe produs este mai mare.

Înlăturarea acestor deficienţe presupune utilizarea în completare a „coeficientului net al cheltuielilor materiale pe unitate de produs". Coeficientul respectiv se impune a fi folosit şi în cazul în care secţiile de producţie folosesc drept materii prime produsele secţiilor precedente din fluxul tehnologic.

Prin intermediul coeficientului net al cheltuielilor materiale pe unitatea de produs se poate evidenţia aportul propriu al secţiei sau al întreprinderii siderurgice la reducerea cheltuielilor materiale, eliminîndu-se astfel influenţele externe.

Matematic, coeficientul net al cheltuielilor materiale pe unitate de produs ($ch.m.n$) se calculează după formula :

$$ch.m.n/t = \frac{ch.m.t - ch.m.p}{Q},$$ în care :

$ch.m.t$ reprezintă cheltuieli materiale totale (inclusiv ale secţiei analizate) ;

$ch.m.p$ — cheltuieli materiale precedente secţiei analizate.

În condiţiile în care coeficientul net din perioada curentă este mai mic decît coeficientul net din perioada anterioară, folosirea cheltuielilor materiale este eficientă. Cu cît coeficientul net este mai ridicat cu atît eficienţa este mai scăzută. Calcularea coeficientului net pe produs coincide cu calcularea cheltuielilor materiale pe faze de fabricaţie, permiţînd astfel să se determine faza (cocserie, furnale, oţelărie etc.) în care valorificarea resurselor materiale este cea mai scăzută sau cea mai rentabilă.

DOCUMENTARE

Firma US Steel înregistrează o reducere drastică a capacităţii

Firma US Steel va înregistra o reducere a capacităţilor, de la 31,3 la 26 mil. t/an. În acest mod vor dispărea cca 15 400 locuri de muncă, dintre care 10 800 nu sînt ocupate nici în prezent. Scoaterile din funcţiune planificate se vor aplica în primul rînd la producţiile de bare şi laminate din oţel ; după cum s-a relatat, aceste produse au devenit, încă de la începutul anilor '70, produsele de sacrificiu ale importurilor subvenţionate şi ale producţiei mai favorabile minioţelăriilor.

Uzinele Cuyahoga din Cleveland, care fabrică sîrmă laminată şi bandă mijlocie, se vor închide.

De asemenea, se vor închide turnătoria de cilindri şi forja din Johnstown. La uzinele South Works, Chicago, vor fi scoase din exploatare o instalaţie de aglomerare, opt furnale şi trei convertizoare LD de 200 t. Rămîn în funcţiune două cuptoare electrice cu arc de 200 t şi un laminor de profile. De asemenea, se vor scoate din funcţiune laminoarele de bare, laminoarele de sîrmă şi laminorul de tablă groasă la ald. Planurile de construire a unui nou laminor de şine cu fost abandonate.

Uzina National Duquesne, Mc Keesport, cu o instalaţie de aglomerare, furnale şi laminoare de ţevi urmează să se închidă.

Uzinele Duquesne din Pennsylvania vor scoate din exploatare furnalele 3 şi 6 şi oţelăria LD cu două convertizoare de 200 t. Vor rămîne în funcţiune cele cinci cuptoare electrice cu arc.

În uzina Clairton, Pennsylvania, se va scoate din exploatare laminorul de profile de 530 mm cu o producţie de 210 000 t/an.

În uzina Gary, cea mai mare uzină siderurgică a firmei US Steel, se vor scoate din funcţiune laminorul de bare de 250 mm, laminorul de şine, laminorul de bare de 455/355 mm, laminorul de bare de 500 mm, blumingul de 1115 mm şi instalaţia de decapare de 1065 mm.

Trefilăria de sîrmă Trenton se va închide în întregime, ca şi uzinele din Elmira şi Ambridge.

Se află încă în discuţie viitorul uzinelor Fairless.

Încă din anul 1979 s-au scos din funcţiune o serie de instalaţii nerentabile, ca de exemplu uzina Youngstown.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 3, 1984, p. 17—18*)

Ansamblul refractar pentru închizătorul cu sertar al oalelor de turnat oţel

CZ : 621.746.32

Ideea realizării unui sistem de închidere aşezat în afara oalei de turnare a oţelului este cunoscut din 1884, cînd Lewis a brevetat în America un dispozitiv acţionat manual, aşezat în afara oalei, pentru închiderea oalei de turnare a oţelului [1].

Materialele refractare cunoscute nu corespundeau solicitărilor impuse scopului, iar datorită stadiului tehnologic al proceselor metalurgice de la acea dată ideea a fost uitată aproape 80 de ani.

Evoluţia proceselor metalurgice, prin deplasarea parţială a acestora din cuptor în oala de turnare, necesită, ţinînd seamă de solicitarea chimică, mecanică şi termică ridicată, înlocuirea sistemului clasic de închidere bară-dop (aşezat în interiorul oalei), cu un sistem de închidere aşezat în exteriorul oalei [2] (fig. 1).

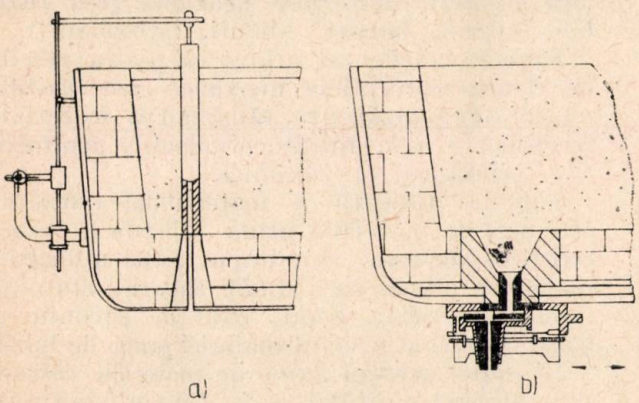


Fig. 1. Sisteme de închidere a oalelor de turnare : *a* – clasic (bară-dop) ; *b* – închizător în afara oalei

Apare astfel, în 1964 la Benteler—Italia, prima oală de 22 t, echipată cu un sistem de închidere culisant aşezat în afara oalei.

Avantajele ce se întrezăreau prin utilizarea acestui dispoziţiv au dus la extinderea rapidă a folosirii lui, concomitent cu numeroase modernizări şi perfecţionări ale acestuia.

Turnarea continuă a oţelului a reprezentat una din cele mai importante realizări în domeniul tehnologiei elaborării oţelului din ultimii 18 ani. Evoluţia rapidă a acestui procedeu de turnare a influenţat sensibil extinderea utilizării sistemului de închidere aşezat în exteriorul oalei. Astăzi mai mult de 20% din producţia mondială de oţel se toarnă cu aceste dispozitive. Sînt ţări în care cifra privind utilizarea sistemului de închidere cu sertar la turnarea oţelului este mai mare : cca 60% R.F.G., aproape 85% Japonia şi 55% U.R.S.S. [3], [4].

Din ţările socialiste, R. P. Polonă şi R. P. Ungară utilizează aceste sisteme de cca cinci ani, R. S. Cehoslovacă şi R. D. Germană, de cca doi ani, toate materialele refractare ale ansamblului fiind furnizate din import [3], [4].

O situaţie comparativă la nivelul realizărilor anului 1982 şi al perspectivelor pentru anul 1985, exprimată în procente de oţel turnat, utilizînd închizătoare cu sertar, din totalul producţiei de oţel este redată în tabelul 1 [3], [4].

Tabelul 1

Oţel turnat utilizînd închizătoare cu sertar, %

Ţara	1982	1985
U.R.S.S.	55	85
R.S. România	49	90
R.P. Ungară	52	90
R.P. Bulgaria	5	35
R.P. Polonă	29	70
R.S. Cehoslovacă	10	21
R.D. Germană	15	38

În acest context, trebuie menţionat faptul că în R. S. România primele încercări de utilizare a sistemului de închidere cu sertar au început în 1977, cu dispozitiv şi ansamblu refractar de concepţie proprie.

În anul 1978 s-au achiziţionat şi experimentat în R. S. România dispozitive şi ansambluri refractare din import, necesare la combinatele siderurgice din Galaţi şi Hunedoara. În paralel cu acestea au fost experimentate produsele refractare de fabricaţie românească.

Încercările s-au desfăşurat la I.P.R. Pleaşa-Ploieşti, pe fluxurile existente.

S-au efectuat amenajări pentru asigurarea condiţiilor de realizare a produselor la nivelul calitativ solicitat.

Încă din anul 1980, I. P. R. Pleaşa—Ploieşti asigură întreg necesarul de orificii de scurgere şi suporţi din ansamblul refractar.

Evoluţia fabricaţiei la I.P.R. Pleaşa—Ploieşti a ansamblului refractar (în seturi complete) pentru închizătorul cu sertar este prezentată în figura 2.

Cele mai cunoscute firme producătoare de dispozitive de închidere sînt : Interstop—Elveţia ; Flocon — S.U.A. ; Nippon-Kokan — Japonia ; Mitsubishi-Metakon—Japonia ; Sanac

—Italia, iar de materiale refractare pentru echiparea acestor dispozitive, Didier — R.F.G.; Refractories — S.U.A.; Nippon Kokan —Japonia; Morganite—Anglia; Sanac—Italia.

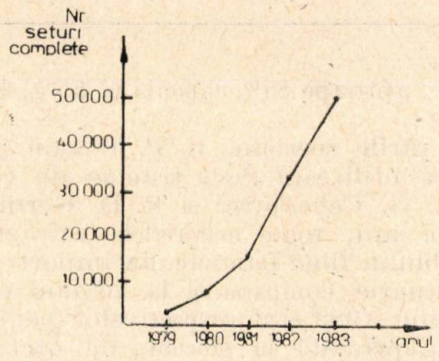


Fig. 2. Evoluția fabricației ansamblului refractar pentru echiparea închizătorului cu sertar în R.S.R.

Componența și calitatea materialelor refractare ale ansamblului

Indiferent de tipul și firma producătoare a sistemului de închidere, ansamblul refractar este compus din :

— plăci de glisare (fixă și mobilă) ;
— orificii de scurgere (inferior și superior) ;
— suport al orificiului superior ;
— mortare și chituri.

Forma și dimensiunile acestor elemente diferă de la sistem la sistem și în funcție de mărimea oalei de turnare.

Calitatea materialului refractar, precum și alegerea corespunzătoare a sa în funcție de calitatea oțelului și condițiile de exploatare (tehnologia de turnare, temperatura, mărimea oalei) sînt de importanță hotărîtoare în privința siguranței în exploatare și rentabilizării utilizării dispozitivului de închidere cu sertar.

Întreg ansamblul refractar este supus unor condiții grele de exploatare, dar elementele principale cele mai solicitate sînt plăcile de glisare.

Se vor prezenta pe scurt solicitările și calitatea materialelor refractare necesare echipării sistemului de închidere cu sertar.

Plăcile de glisare. În ansamblul refractar, plăcile de glisare sînt elementul de închidere și deschidere a jetului de oțel, prin glisarea acestora realizîndu-se operația de turnare.

Indiferent de sistemul de închidere utilizat (fabricație, acționare, format) glisarea în general se produce între o placă fixă și una mobilă (inferioară). Cea mai solicitată este placa mobilă, întrucît o zonă importantă a feței sale intră în contact cu metalul lichid, în timpul închiderii și deschiderii, suportînd în același timp presiunea coloanei de metal lichid, iar suprafața orificiului este supusă unor încercări termice suplimentare, ca urmare a încălzirilor și sarcinilor ciclice la închiderea și deschiderea sistemului.

În timpul turnării „muchiile" traseului de turnare (orificii, plăci) sînt supuse eroziunii fluxului de metal lichid și infiltrării cu oxizi metalici.

Aceste solicitări impun ca materialul refractar necesar plăcilor de glisare să prezinte următoarele caracteristici :

— puritate ridicată ;
— rezistență mecanică foarte mare la rece și la cald ;
— rezistență la șoc termic ;
— un unghi de umectare cu metal lichid cît mai mare ;
— compactitate ridicată și posibilități de obținere (prin prelucrare) a unor suprafețe perfect plane.

În aceste condiții cercetările efectuate pentru realizarea unui material refractar, care să răspundă multiplelor solicitări, a fost anevoioasă.

S-a încercat aproape toată gama materialelor refractare cunoscute : produsele de șamotă simplă, mulitice, mulitocorindonice, corindonice, magnezitice (periclazice), zirconice cu și fără adaosuri, materiale neoxidice greu fuzibile (carburi, boruri, nitruri, carbonitruri).

Experimentările au arătat că, pentru plăcile de glisare, materialele neoxidice greu fuzibile nu sînt corespunzătoare, rămînînd ca materiale recomandate cele mulitocorindonice, magnezitice (periclazice) și zirconice.

Puritatea ridicată a materialului refractar este dată de materiile prime utilizate și caracteristicile acestora. S-a impus astfel utilizarea materiilor prime ca : mulit sintetic, alumină tabulară, periclaz topit, oxid de zirconiu și lianți sintetici la nivelul materiei prime de bază.

În cadrul acestei game de materiale refractare, alegerea calității se va face în funcție de condițiile de exploatare și calitățile de oțel turnat.

Numeroasele încercări practice [2], [5]—[7] au demonstrat necesitatea utilizării produselor periclazice sau corindonice, în funcție de condițiile de temperatură impuse în cadrul tehnologiilor de turnare clasică și continuă, de sortimentele de oțel, în special oțelurile cu conținut de mangan și exigențele calitative impuse mărcilor de oțel.

În R. S. România, ținînd seamă de tehnologiile de elaborare și turnare a oțelului, de calitățile de oțel turnat, precum și de tradiția în domeniul fabricării produselor refractare aluminoase, cercetările s-au axat pe realizarea plăcilor de glisare corindonice pe bază de alumină tabulară, cu liant ceramic, impregnate sau neimpregnate.

În tabelul 2 sînt prezentate caracteristicile cîtorva sorturi de materiale refractare utilizate pe plan mondial la fabricarea plăcilor de glisare, în comparație cu cele românești.

Orificiile de scurgere. Ansamblul este compus din două orificii, de aceeași formă sau de formă diferită, și anume :

— orificiul superior, care este așezat în oală și dirijează jetul de oțel ; alegerea calității acestuia se face în funcție de marca de oțel turnat, luînd în considerare condițiile cele mai severe.

În cazul turnării oțelurilor aliate și cu conținut ridicat de Mn, este necesară utilizarea unor materiale cu peste 80% Al_2O_3 analoage materialelor pentru fabricarea plăcilor de glisare ;

— orificiul inferior are rolul de a concentra jetul de oțel la turnare. Durabilitatea acestuia trebuie să corespundă durabilității plăcilor de glisare. Alegerea calității materialului se face ținînd seamă de principiile enumerate mai sus.

În R. S. România se fabrică mai multe formate de orificii din materiale corindonice și mulitocorindonice, impregnate sau neimpregnate cu gudron, în funcție de condițiile de utilizare.

În tabelul 3 se prezintă valorile comparative ale caracteristicilor orificiilor.

Suportul orificiului superior. Este elementul ansamblului refractar care trebuie să aibă o comportare bună la uzură, cît mai apropiată de durabilitatea zidăriei fundului oalei.

Se utilizează astfel produse cu 45—80% Al_2O_3, folosind o gamă variată de materii prime (șamote aluminoase dense, mulit topit, bauxite, electrocorindon). Pentru solicitări deosebite se folosesc produse cu peste 90% Al_2O_3.

Cîteva caracteristici ale acestor produse fabricate de diferite firme, comparativ cu cele românești, sînt prezentate în tabelul 4.

Chituri și mortare. Pentru asigurarea în exploatare a dispozitivului este de mare importanță calitatea și rezistența asamblării elementelor refractare. Asamblarea se face cu mortare și chituri.

Mortarul se folosește pentru îmbinarea dintre orificiul superior și suport și între orificiul inferior și bucșa metalică de susținere. Este un material cu întărire ceramică sau chimică,

Tabelul 2

Caracteristicile plăcilor de glisare

Caracteristica și unitatea de măsură	Firma și țara				
	Sanac-Italia ALC	Nippon-Kokan Japonia	Interstop Elveția	Didier R.F.G.	I.P.R. Pleașa R.S.R.
Compoziția chimică, %					
Al_2O_3	89,5—90,5	87,2	95	88—90	min. 90
Fe_2O_3	0,3—0,5	0,3—0,5	—	0,2—0,4	max. 0,5
SiO_2	8,9	8	5	7—8	5—5,4
CaO	0,05—0,1	—	—	—	—
MgO	0,05	—	—	—	—
Alți compuși	—	0—5,5	—	—	—
Porozitatea aparentă, %	16—18	15,3—16,2	16—18	—	max. 18
Densitatea aparentă, g/cm³	2,95	3—3,20	—	3,05	min. 2,90
Refractaritatea, °C	1 850	1 700	1 920	—	min. 1 920
Rezistența la compresiune, daN/cm²	2 000	1 970	1 000	—	min. 1 500
Rezistența la încovoiere, daN/cm²					
— la temperatura ambiantă	350—400	280	650	—	—
— la 1 300°C	150	—	95	—	—
Temperatura începutului de deformare sub sarcina de 2 daN/cm², °C	1 700	—	1 600	—	min. 1 600

Notă : Produsele se pot folosi] ca atare sau impregnate cu gudorn, în funcție de condițiile impuse de tehnologia de turnare aplicată.

Tabelul 3

Caracteristicile principale ale orificiilor de scurgere

Caracteristica și unitatea de măsură	Firma, țara, sortimentul					
	Didier-R.F.G.		Nippon Kokan-Japonia		Sanac-Italia Al3	I.P.R. Pleașa R. S. România F 92S
	Durital K90	Sanit 051/ISV	MA2	FSZ 11		
Compoziția chimică, %						
— Al_2O_3	92	78—80	81,09	44,48	90—92	min. 90
— SiO_2	—	15—17	16,72	49,5	8—9	—
— Fe_2O_3	—	0,3—0,5	1,71	0,97	0,2—0,4	max. 0,5
Densitatea aparentă, g/cm³	3,30	2,75	2,52—2,60	2,92—2,96	2,85—2,90	min. 2,8
Porozitatea aparentă, %	18	18—20	20—21,5	13,9—19	17—19	max. 20
Rezistența la compresiune, daN/cm²	—	—	600—800	450—550	700	min. 700

Caracteristicile suportului orificiului superior *Tabelul 4*

Caracteristica și unitatea de măsură	Firma, țara, sortimentul				
	Didier-R.F.G.		Sanac-Italia	I.P.R. Pleașa-R.S.R.	
	Rezistal B75	Durital K95	Sanac 80	D 82	FA 889
Compoziția chimică, %					
— Al_2O_3	75—77	99	83—84	60	85
— Fe_2O_3	2	0,3	1,7	1,8	1,0
Densitatea aparentă, g/cm³	2,70	3,20	2,8	2,0	2,6
Porozitatea aparentă, %	21	19	17—19	25	23
Rezistența la compresiune, daN/cm²	—	—	—	300	400

care, pe lîngă o legătură solidă între cele două elemente, trebuie să asigure și posibilitatea unei demolări ușoare la terminarea ciclului.

Compoziția chimică a mortarului este apropiată sau identică cu cea a componentelor ansamblului la îmbinarea cărora se utilizează.

Pentru îmbinarea dintre plăci și orificii (rosturi orizontale) se folosesc chituri cu un maxim de 90% Al_2O_3 și adaosuri de Cr_2O_3. Chitul trebuie să asigure atît monolitizarea plăcilor cu orificiile, cît și o rezistență mare la uzura mecanică și chimică. Dislocarea legăturii sau infiltrarea de oțel compromite funcționarea ansamblului.

Avantajele utilizării sistemului de închidere cu sertar la turnarea oțelului

Rapiditatea extinderii utilizării sistemului de închidere dispus în afara oalei de turnare se datorește numeroaselor avantaje pe care le prezintă.

Utilizarea acestui sistem permite :

I. Îmbunătățirea actualelor procese tehnologice de turnare prin :

— siguranța în aplicarea tehnologiilor de elaborare a oțelurilor care necesită temperaturi ridicate ;

— siguranța aplicării proceselor de barbotare și afinare ;

— reducerea incluziunilor nemetalice provenite din sistemul de închidere clasic montat în oală.

II. Introducerea și extinderea noilor tehnologii și anume :

— posibilitatea extinderii tehnologiei de turnare continuă ;

— posibilitatea introducerii și extinderii tehnologiilor neconvenționale de tratament al oțelului în oala de turnare, prin care se obțin oțeluri înalt aliate și de calitate cu prescripții speciale, oțel inox, oțel pentru rulmenți, aeronautică și pentru industria nucleară ;

— posibilitatea alierii în oală cu anumite elemente în prezența insuflării oxigenului.

III. Creșterea siguranței în exploatare la consumatori, astfel :

— creșterea siguranței în exploatare a oalelor de turnare prin reducerea la minimum a numărului de oale cu blocarea sistemului de închidere sau turnări cu avarii ;

— reducerea pierderilor de oțel.

IV. Îmbunătățirea condițiilor de lucru :

— îmbunătățirea microclimatului ;

— îmbunătățirea condițiilor de lucru.

Preocupări de perspectivă în realizarea ansamblului refractar

Preocuparea de perspectivă a sectorului de refractare, privind ansamblul refractar necesar echipării sistemului de închidere cu sertar al oalelor de turnare, are în vedere atît asigurarea întregului necesar, cît și eficiența economică a acestuia, concretizată în creșterea numărului de turnări pe un set.

În acest sens se amintesc :

— realizarea și punerea în funcțiune a unui flux și a unei linii tehnologice special amenajate și destinate fabricării acestor produse ;

— întărirea controlului tehnic de calitate pe fazele fluxului tehnologic, pe linia reducerii consumurilor specifice ;

— efectuarea de cercetări în vederea diversificării tipurilor de ansambluri necesare siderurgiei ;

— efectuarea de cercetări privind îmbunătățirea comportării în exploatare a produselor, prin utilizarea de noi lianți, adaosuri și compuși de impregnare.

Realizarea în R. S. România a acestor produse este de mare importanță și creează o parte din condițiile necesare pentru turnarea oțelurilor speciale, necesare industriilor de vîrf ale economiei naționale la nivelul calitativ impus.

BIBLIOGRAFIE

[1] Aliprandi, G. și Ricoi, R. În : Refrattari, Italia, vol. V, 1974/I, p. 5—49.

[2] Bühr, H. și Obserbach, M. Referat prezentat de firma Didier R.F.G. la Simpozionul din București, 1979.

[3] Van Stein Calenfeis În : Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 4, 1979, p. 145—155.

[4] Költermann, N. În : Radex Rundschau, Austria, nr. 4, 1979, p. 1120—1127.

[5] Konstkŭa, N. V. ș.a. În : Ogneuporî, U.R.S.S., nr. 1, 1980, p. 16—18.

[6] Cortel, A. și Reinov, L. A. În : Ogneuporî, U.R.S.S., nr. 11, 1979, p. 30—35.

[7] Gociarov, L. D. și Simnov, I. În : Ogneuporî, U.R.S.S. nr. 11, 1979, p. 24—30.

Ing. V. Naumescu, ing. Georgeta Bertalan, ing. R. Cotoară, ing. Steliana Bucșa—C.C.P.R. — Brașov
ing. Anica Velisar — ICEM — București
ing. V. Bertalan, ing. Filofteia Preda și ing. Rodica Szelei I.P.R. Pleașa — Ploiești

Fonta cu grafit vermicular — un nou material pentru turnarea componentelor motoarelor termice

CZ: 669.131.7 : 621.81

Prin noţiunea de grafit vermicular (compact), sînt definite în prezent formele intermediare de grafit, din punct de vedere al compactităţii, între cele lamelare şi nodulare (fig. 1).

Aceste forme de grafit, prezente în structură încă de la începuturile producţiei de fontă cu grafit nodular, au fost considerate mult timp ca fiind „cvasilamelare", „degenerate", în general nedorite.

Începuturile producţiei industriale de fontă cu grafit vermicular datează din perioada 1965—1968, cînd sînt puse bazele unor tehnologii controlabile şi reproductibile de realizare a acestor forme tipice de grafit.

Perioada relativ scurtă de existenţă a celui mai tînăr membru al familiei fontelor de turnătorie s-a dovedit a fi deosebit de fructuoasă în ceea ce priveşte acumularea de noi date, referitor la mecanismul de grafitizare, tehnologiile de obţinere, proprietăţile fizico-mecanice, tehnologice şi de exploatare, domeniile de utilizare.

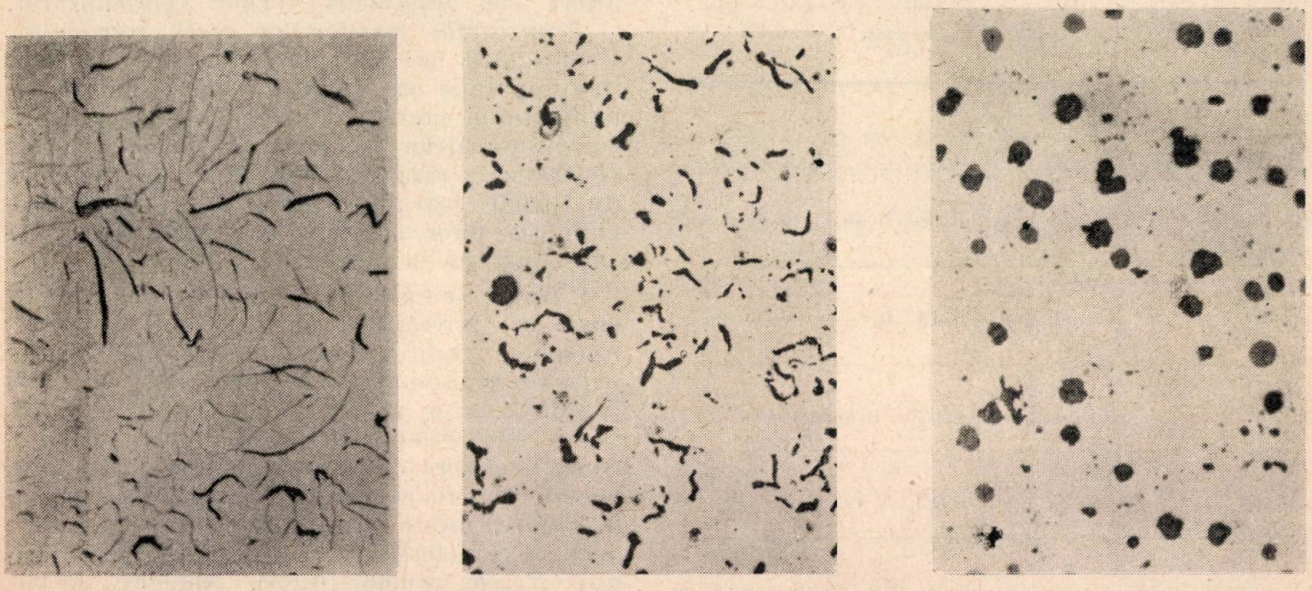
Un rol determinant în dezvoltarea producţiei acestui nou material l-a jucat constituirea comisiei 7.6 (Fonta cu grafit compact) în cadrul CIATF (Congresul internaţional de turnătorie), care reuneşte preocupările în acest domeniu ale tuturor ţărilor (din această comisie face parte şi R.S. România). Deşi există o serie de aspecte încă controversate, cum ar fi însăşi denumirea (vermicular sau compact), s-au obţinut şi o serie de rezultate notabile, care au condus la stabilirea unui standard internaţional (deocamdată în fază de proiect).

În R.S. România cercetările în domeniul fontelor cu grafit vermicular au început în anul 1970, în cadrul Catedrei de turnătorie-forjă (I.P.B.), pînă în prezent fiind elucidate o serie de aspecte privind particularităţile structurale, proprietăţile, posibilităţile de obţinere, domeniile de utilizare [1], [8]—[17].

Între domeniile de utilizare pot fi remarcate construcţia de maşini şi cea metalurgică (utilaje de turnare). În ceea ce priveşte construcţia de maşini, această fontă se utilizează pe scară tot mai largă la producerea componentelor motoarelor termice (în special a celor Diesel) şi a pieselor de transmisie (supuse la şocuri mecanice).

Caracteristicile fontelor cu grafit vermicular (compact)

Particularităţile structurale. Grafitul vermicular este caracterizat, din punct de vedere



a *b* *c*

Fig. 1. Aspectul grafitului lamelar (*a*), vermicular (*b*) şi nodular (*c*) (Neatacat, 100 : 1)

dimensional, prin factorii de formă prezentaţi în tabelul 1 şi definiţi cu relaţiile :

$$F = \frac{L}{g}\ ; \quad K = \frac{4\,A_G}{\pi \cdot D_c^2}; \quad Q = \frac{4 \cdot \pi \cdot A_G}{P_G^2}\ ;$$

$$S_v = \frac{A_G}{V_G}\ ; \quad S_{vp} = S_v/V_v\ ; \quad E_r = \frac{\sqrt{V_F^2 + H_F^2}}{0{,}5 \cdot P_6} \qquad (1)$$

în care $F, K, Q, S_v, S_{vp}, E_r$ sînt factori de formă (compactitate) ai separărilor de grafit ;

L, g — lungimea, respectiv grosimea separărilor de grafit, μm ;

A_G, P_G, V_G — suprafaţa, perimetrul respectiv volumul unei separări de grafit ;

V_v — volumul ocupat de grafit în fontă, % ;

V_F, H_F — laturile dreptunghiului, pe a cărui diagonală se găseşte grafitul, μm ;

D_c — diametrul cercului circumscris grafitului, μm.

Factorul F a fost stabilit de către autori la o analiză metalografică obişnuită, avînd cea mai largă utilizare în prezent în vederea caracterizării grafitului vermicular [1], [9], [10] ; ceilalţi factori de formă au fost determinaţi prin analiza la microscopul asistat de calculator (Quantimet 720) [1], [6], [7].

Tabelul 1

Factori de formă (compactitate) a grafitului [1], [6], [7]

Factorul de formă (compactitate) (rel. 1)	Tipul grafitului		
	lamelar (Gl)	vermicular (Gv)	nodular (Gn)
$F = \frac{L}{g}$	peste 30	2—10	1—2
$K = \frac{4A_G}{\pi \cdot D_c^2}$	sub 0,3	0,35—0,59	peste 0,8
$Q = \frac{4\pi \cdot A_G}{P_G^2}$	sub 0,4	0,43—0,63	peste 0,7
$Sv = \frac{A_G}{V_G}$	0,06—0,5	0,036—0,06	0,019—0,031
$Svp = \frac{S_v}{V_v}$	0,4—3,0	0,27—0,39	0,10—0,26
$Er = \frac{\sqrt{V_F^2 + H_F^2}}{0{,}5 \cdot P_G}$	sub 0,6	0,6—0,9	peste 0,8

Rezultă deci că separările de grafit vermicular ocupă, în general, o poziţie intermediară între cele de formă lamelară (compactitate minimă) şi nodulară (compactitate maximă). Se remarcă, de asemenea, faptul că domeniul de caracterizare a grafitului vermicular este destul de larg, existînd deci posibilitatea obţinerii unor forme mai apropiate de o extremă sau alta, din punct de vedere al compactităţii.

O caracteristică importantă a acestor fonte o constituie sensibilitatea ridicată la formarea feritei, în timpul transformării eutectoide. Numărul ridicat de separări de grafit şi distanţa scăzută între acestea favorizează difuzia carbonului, ceea ce determină obţinerea unor cantităţi mari de ferită în stare turnată. Se poate aprecia că fontele cu grafit vermicular vor conţine mai multă ferită decît cele cu grafit lamelar sau nodular, în aceleaşi condiţii de fabricaţie.

În figura 2 este prezentată structura fontelor cu grafit vermicular, în cazul unor probe cu grosime variabilă de perete. Se constată deci că structura acestor fonte este preponderent feritică, chiar la grosimi scăzute ale pieselor turnate. Obţinerea unor cantităţi ridicate de ferită în structură este posibilă şi în condiţiile utilizării unor materiale metalice cu un conţinut mai ridicat de mangan (0,5—0,8%) sau în prezenţa unor elemente însoţitoare cu acţiune perlitizantă (Cu, Sn, Sb, Ni etc.). Rezultă deci că în vederea obţinerii unei structuri feritice, direct din turnare, nu se mai impune utilizarea unor fonte de înaltă puritate (FIP), ca în cazul celor cu grafit nodular. Trebuie avut însă în vedere faptul că realizarea unor cantităţi mari de perlită este posibilă numai prin aliere sau tratament termic (normalizare).

Proprietăţile fontelor cu grafit vermicular. Proprietăţile acestor materiale sînt urmărite în comparaţie cu celelalte tipuri de fonte, utilizate în prezent la obţinerea componentelor motoarelor termice. În tabelul 2 sînt centralizate caracteristicile fizico-mecanice şi de turnare mai importante ale acestor materiale, a căror compoziţie chimică generală este ilustrată în tabelul 3.

Proprietăţile mecanice. În ceea ce priveşte proprietăţile mecanice, fontele cu grafit vermicular sînt caracterizate printr-o rezistenţă la tracţiune de peste 300 N/mm², la o structură feritică, respectiv peste 400 N/mm² în cazul celor perlitice. Spre deosebire de fontele cu grafit lamelar, aceste materiale prezintă limită de curgere la valori ridicate şi un raport însemnat între această caracteristică şi rezistenţa la tracţiune ($R_{0,2}/R_m = 0{,}66 - 0{,}85$). Alungirea la valori ridicate constituie o altă particularitate importantă a acestor fonte, cărora le conferă

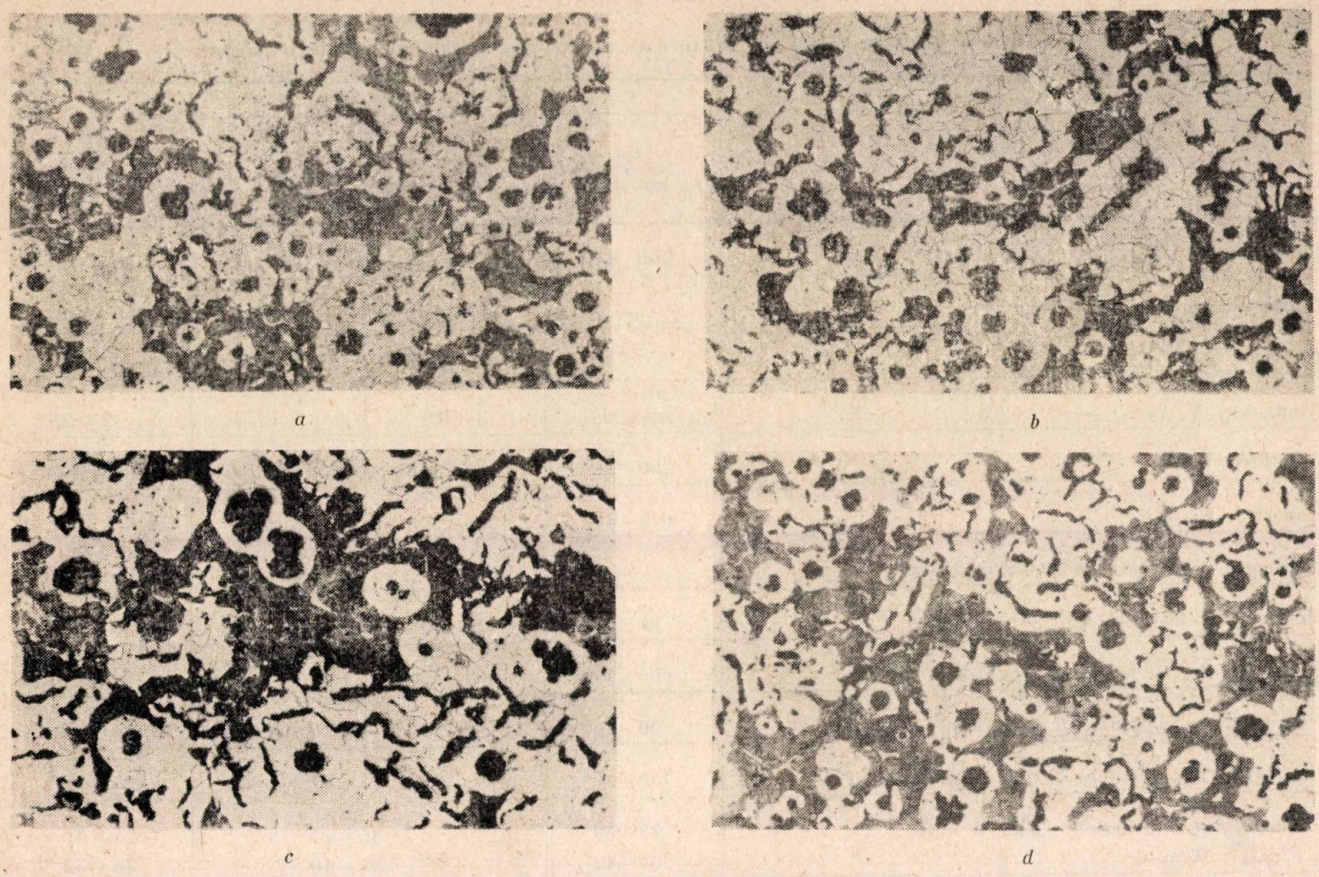


Fig. 2. Structura fontelor cu grafit vermicular, în cazul variației grosimii de perete (Atac nital 2%; 100 : 1): *a* – 40 mm; *b* – 30 mm; *c* – 20 mm; *d* – 10 mm

ductilitate. Reunind valorile rezistenței la tracțiune și ale alungirii, sau luînd în considerare pe cele ale rezilienței poate fi definită tenacitatea, cea mai importantă caracteristică mecanică a fontelor cu grafit vermicular.

Duritatea este în strînsă dependență de conținuturile de perlită, nedepășind valori de 160 *HB* în cazul unei structuri feritice. Rezistența ridicată, în condițiile unor valori relativ scăzute ale durității, asigură un raport R_m/HB superior celui înregistrat la fontele cu grafit lamelar și destul de apropiat de valorile obținute la cele cu grafit nodular.

Fontele cu grafit vermicular prezintă valori intermediare pentru modulul de elasticitate în raport cu fontele cu grafit lamelar și nodular, atît în cazul solicitărilor de întindere, cît și de compresiune. O situație similară este înregistrată și în ceea ce privește rezistența la compresiune sau încovoiere.

Comportarea la oboseală constituie o altă caracteristică demnă de luat în seamă, în cazul fontelor cu grafit vermicular. Din acest punct de vedere, aceste materiale sînt superioare fontelor cu grafit lamelar, dar destul de apropiate de cele cu grafit nodular. Raportul între rezistența la oboseală și cea la tracțiune este 0,45—0,50 la o structură feritică, respectiv 0,37—0,45 pentru cele perlitice. Factorul de concentrare a tensiunilor la solicitări variabile, respectiv raportul dintre rezistențele la oboseală determinate pe probe fără și cu crestătură ($\beta_K = R_{-1}/R_{-1K}$) este de 1,71—1,79 în cazul fontelor cu grafit vermicular solicitate la încovoiere. În condiții similare de încercare, fontele cu grafit nodular (Fgn 400) au $\beta_K > 1{,}85$, în timp ce la fontele cu grafit lamelar, $\beta_K < 1{,}5$ [2]. Rezultă deci că fontele cu grafit vermicular sînt superioare celor cu grafit lamelar, la încercarea la oboseală, din punct de vedere al valorii absolute a rezistenței, în timp ce în raport cu cele cu grafit nodular au o sensibilitate mai scăzută la efectul de crestare.

Fontele cu grafit vermicular sînt caracterizate de asemenea printr-o bună rezistență la cald, în intervalul 300—500°C. În acest domeniu, fontele cu grafit vermicular au o rezistență la tracțiune superioară fontelor cu grafit lamelar, slab aliate cu Ni—Cr—Mo, utilizate în mod frecvent la turnarea pieselor pentru motoarele termice.

P r o p r i e t ă ț i f i z i c e. Densitatea fontelor cu grafit vermicular este de același ordin de mărime ca și a celor cu grafit nodular, corespunzînd celor cenușii

Tabelul 2

Caracteristicile fizico-mecanice şi de turnare ale fontelor peotru motoarele termice

Caracteristica	Tipul fontei			
	Fgl (perlitică) Fc 200–Fc 350	Fgv		Fgn
		Feritică Fgv 300	Feritoperlitică Fgv 350–Fgv 400	Fgn 370–Fgn 600
Rezistenţa la tracţiune, R_m, N/mm²	200–400	300–350	350–500	370–700
Limita de curgere, $R_{0,2}$, N/mm²	–	220–280	240–340	350–500
Raportul $R_{0,2}/R_m$	–	0,66–0,79	0,7–0,85	0,65–0,75
Alungirea, A, %	max. 1	3–10	1–5	2–25
Duritatea, HB	200–280	120–160	150–250	120–300
Raportul, R_m/HB	0,8–1,8	2,2–2,5	1,8–2,2	2,7–3,1
Rezilienţa, KCU/daj/cm² (cu crestătură)	–	max. 1,5	max. 0,5	max. 3,0
Modulul de elasticitate, E, kN/mm²	80–155	120–140	140–170	165–185
Rezistenţa la compresiune, R_c, N/mm²	600–1 400	900–1 100	1 100–1 500	1 000–2 000
Rezistenţa la oboseală, R_{-1t}, N/mm²	90–150	160–180	180–220	120–250
Rezistenţa la tracţiune, la 400–500°C N/mm²	150–200	180–280	280–400	300–600
Conductilitatea termică λ_{20}^{100}, W/m.K	38–50	35–55		25–40
λ_{20}^{400}, W/m.K	35–42	32–40		22–32
Coeficientul de dilatare liniară, α_{20}^{200}, m/m.°C	$11–13.10^{-6}$	$12–14.10^{-6}$		$9–13,0.10^{-6}$
Rezistivitatea electrică, ρ, $\mu\Omega$cm	60–80	70–80		40–75
Densitatea, d, g/cm³	7–7,5	7,0–7,3		7,1–7,35
Permeabilitatea magnetică, μmax., Gs/Oe	250–600	300–1 500		300–2 000
Fluiditatea, F_l, mm	500–700	700–800		700–780
Dilatarea iniţială, D_i, %	0,05–0,25	0,15–0,4		0,4–1,0
Contracţia liniară, %	1,1–1,3	1,05–1,2		0,77–1,0
Volumul de retasură, %	1–3	1–5		4–10

Tabelul 3

Compoziţia chimică a fontelor pentru componentele motoarelor termice [2]

Tipul fontei	Compoziţia chimică, %									
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo	Alte elemente
Fgl	2,6–3,8	1,1–2,5	0,3–0,9	0,05–0,30	max. 0,15	0,2–2,0	0,2–0,6	0,2–1,5	0,2–0,8	0,03–0,1 Ti
Fgv	3,4–3,9	1,7–2,8	0,15–0,9	max.0,1	max. 0,03	0,2–2,0	0,1–0,3	0,1–1,5	0,1–0,5	–
Fgn	3,4–3,8	2,0–2,5	0,1–0,6	max. 0,1	max. 0,01	max.2,0	–	max.2,0	max. 0,5	max. 0,05 Sn

din mărcile Fc 200—Fc 250. Conductibilitatea termică constituie cea mai importantă caracteristică de natură fizică, care conferă fontelor cu grafit vermicular o poziție distinctă, în special la temperaturi ridicate (300—500°C). Odată cu creșterea temperaturii, diferențele între valorile conductibilității termice ale fontelor cu grafit lamelar și vermicular scad, de la 10—12 W/m.K (100°C) la 3—4 W/m.K (500°C), în timp ce între fontele cu grafit vermicular și nodular aceste diferențe sînt de 9—10 W/m.K și respectiv 6—7 W/m.K (fig. 3) [3].

În tabelul 4 sînt prezentate valorile conductibilității termice, în cazul fontelor utilizate la turnarea componentelor motoarelor termice [2]. La temperaturi ridicate (500—600°C), diferențele dintre conductibilitățile termice ale fontelor cu grafit vermicular și cu grafit lamelar aliate Ni—Cr—Mo sînt foarte scăzute.

Coeficientul de dilatare termică liniară (α) depinde în mai mică măsură de tipul grafitului și gradul de aliere, o influență mai mare avînd-o intervalul de temperatură la care se raportează această caracteristică. Pentru domeniul 0—400°C, fontele utilizate în mod uzual la obținerea motoarelor termice prezintă valorile din tabelul 4 [2].

P r o p r i e t ă ț i d e t u r n a r e. Apartenența la domeniul eutectic conferă fontelor cu grafit vermicular o fluiditate ridicată, ceea ce permite obținerea, în bune condiții, a pieselor de complexitate mare și cu pereți subțiri. În aceleași condiții de turnare, fluiditatea acestor fonte este superioară celor

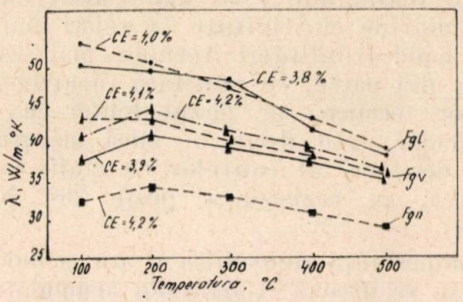


Fig. 3. Influența temperaturii asupra conductibilității termice a fontelor [3]

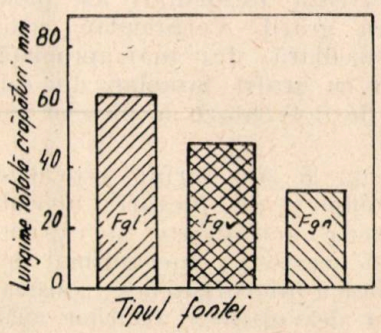


Fig. 4. Tendința de formare a crăpăturilor la cald

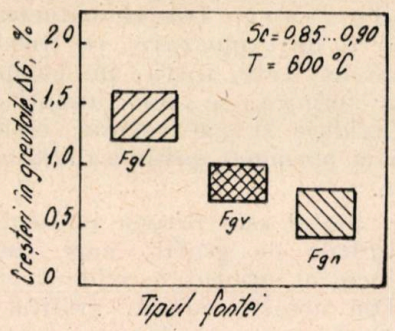


Fig. 5. Comportarea la oxidare a fontelor

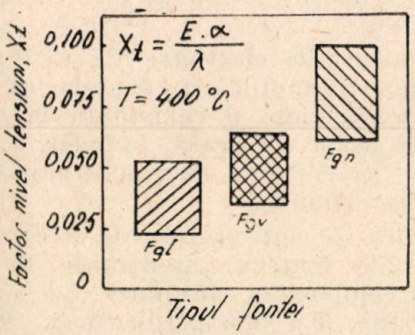


Fig. 6. Nivelul tensiunilor termice

Tabelul 4

Conductibilitatea termică (λ) și coeficientul de dilatare liniară (α), la fontele pentru motoarele termice [2]

Caracteristica	Fonte cu grafit lamelar							Fontă cu grafit vermicular	Fontă cu grafit nodular
	nealiate	aliate							
		0,16% Cr + 0,31 % Mo	0,14 % Cr	0,3% Cr + 0,3 % Ni	0,3 % Cr + 0,3 % Ni + 0,3 % Mo	0,16—3,46% Cu	0,10—0,37% Cr+ 0,12—0,77% Ni+ 0,12—0,57% Mo		
λ, W/m.K	44—59,5	57	49—53,2	41,1—49,0	41,4—45,6	—	—	38,5—49,4	31,1—38,8
α, m/m.K, $\times 10^{-6}$	12,27—12,5	—	—	—	—	12,5—12,9	12,3—13,4	13,0	12,0

perlitice, cu grafit lamelar, aliate sau nealiate, datorită gradului de saturație în carbon mai scăzut al acestora (sînt hipoeutectice).

O caracteristică de turnare deosebit de importantă o constituie tendința scăzută de formare a retasurii, ceea ce asigură o utilizare superioară a metalului ca și realizarea unor piese compacte. În raport cu fontele cu grafit lamelar, volumul de retasură este doar puțin mai mare, fiind însă net inferior fontelor cu grafit nodular.

Fontele cu grafit vermicular prezintă de asemenea o sensibilitate scăzută la apariția crăpăturilor la cald, condiție esențială în cazul pieselor de complexitate ridicată. Caracterizarea fontelor din acest punct de vedere, după datele autorilor, este prezentată în figura 4.

P r o p r i e t ă ț i l e t e h n o l o g i c e ș i d e e x p l o a t a r e. Dintre caracteristicile tehnologice și de exploatare, ce trebuie asigurate pieselor care intră în componența motoarelor termice, se pot aminti: rezistența la oxidare și șoc termic, etanșeitate (rezistență la presiune), prelucrabilitate corespunzătoare.

Oxidarea fontei este direct influențată de către separările de grafit, care constituie calea de acces al agentului oxidant în masa pieselor. Din această cauză, grafitul determină comportarea la oxidare a fontei prin cantitatea sa, configurația spațială, gradul de compactitate, distribuția în structură, dimensiuni etc.

Experimentările efectuate de către autori au evidențiat faptul că fontele cu grafit vermicular prezintă o rezistență la oxidare superioară celor cu grafit lamelar, în toate condițiile de solicitare (temperatură, durată, compoziție chimică).

În figura 5 sînt prezentate creșterile în greutate ale fontelor, menținute la 600°C, în cazul compoziției chimice: 3,0—3,3%C; 2,0—2,2%Si; 0,4—0,5%Mn; max. 0,1%P; max. 0,05%S, la un grad de saturație în carbon $S_C = 0{,}85-0{,}90$. La creșterea cantității de grafit, superioritatea în raport cu fontele cu grafit lamelar se accentuează [8], [12], [13].

Solicitarea la șoc termic (încălziri și răciri repetate) conduce la fisurarea pieselor, în special a celor de configurație complexă, ce prezintă concentratori de tensiuni (o r i f i c i i). Nivelul tensiunilor termice, care determină acest proces de fisurare, este determinat atît de condițiile de solicitare (viteze de încălzire și răcire, temperaturile de încălzire și răcire etc.), cît și de proprietățile materialului (modulul de elasticitate, coeficientul de dilatare, conductibilitatea termică).

Ca factor de exprimare a nivelului tensiunilor termice poate fi utilizat cel dat de relația:

$$X_t = \frac{E \cdot \alpha}{\lambda} \qquad (2)$$

în care E este modulul de elasticitate, N/mm²;

α — coeficientul de dilatare termică, m/m.°C;

λ — conductibilitatea termică, W/m.°C.

Calculînd acest factor pentru temperatura de 400°C, se obțin următoarele valori, în cazul celor trei tipuri de fonte analizate: $X_t = 0{,}023-0{,}053$ (Fgl); $X_t = 0{,}036-0{,}064$ (Fgv); $X_t = 0{,}062-0{,}10$ (Fgn). Rezultă deci, că, la fontele ale căror separări de grafit prezintă un grad de compactitate mai mare, nivelul tensiunilor este mai ridicat datorită modulului de elasticitate la valori mai mari și a conductibilității termice mai scăzute. Pe de altă parte, se constată că nivelul tensiunilor termice, în cazul fontei cu grafit vermicular, este doar în mică măsură mai mare decît cel al fontelor cu grafit lamelar perlitice, cu rezistența peste 200 N/mm² (fig. 6).

O importanță deosebită o are și modul în care se realizează tensiunile acumulate: pe seama microfisurilor formate la vîrfurile lamelelor de grafit sau a deformațiilor plastice, în cazul fontelor cu grafit nodular, la care se înregistrează deformări ale pieselor. La fontele cu grafit vermicular, comportarea este intermediară, dar mai apropiată de cea a fontelor cu grafit lamelar, din care cauză tendința de deformare a pieselor este puțin evidentă.

Rezistența la șoc termic este determinată de un complex de factori: nivelul tensiunilor termice acumulate și capacitatea de relaxare a acestora; mecanismul de inițiere și dezvoltare a microfisurilor; rezistența materialului la dezvoltarea fisurilor apărute.

Atît grafitul, cît și componența masei metalice acționează asupra rezistenței la șoc termic a fontelor. Separările de grafit constituie amorse de microfisuri, cu atît mai puternice, cu cît gradul de compactitate este mai scăzut. Pe de altă parte, creșterea cantității și micșorarea compactității grafitului determină scăderea modulului de elasticitate și mărirea conductibilității termice, deci a nivelului de tensiuni (acțiune pozitivă), dar se înregistrează o micșorare a rezistenței și tenacității, din care cauză este favorizată dezvoltarea mai rapidă a fisurilor.

Mărirea rezistenței masei metalice, prin aliere, constituie o posibilitate importantă de limitare a dezvoltării microfisurilor apă-

rute, ca urmare a concentrării tensiunilor termice.

Creşterea cantităţii de grafit, precum şi a rezistenţei masei metalice, prin aliere, constituie o posibilitate de îmbunătăţire a rezistenţei la şoc termic a fontelor.

Procesul de fisurare demarează prin formarea unor microfisuri la contactul cu fazele cu efect de crestare (incluziuni, microretasuri, sufluri, grafit); microfisurile formate se vor dezvolta apoi, prin unirea acestor faze, în funcţie de capacitatea materialului de a se deforma plastic, energia necesară pentru dezvoltare şi rezistenţa masei metalice.

La fontele cu grafit lamelar, microfisurile se formează la vîrfurile lamelelor, încă din primele stadii de solicitare, dezvoltarea lor în continuare conducînd la formarea unor lanţuri lamele-fisuri. Grafitul lamelar tip *A* asigură cea mai ridicată rezistenţă, în timp ce forme de grafit, ca punctiform, în cuiburi, în stea, rozetă etc. favorizează dezvoltarea microfisurilor.

În cazul formelor compacte de grafit, microfisurile apar radial pe separări, iniţial în zonele unde compactitatea este mai scăzută. Dezvoltarea sub formă de fisuri decurge mai lent, datorită deformării plastice. Prezenţa zonelor poroase, cu chunky-graphit în centrul termic al fontelor cu grafit nodular, favorizează iniţierea şi dezvoltarea rapidă a fisurilor.

Rezultă deci că fisurarea, în condiţiile unor solicitări termociclice, depinde nu numai de nivelul tensiunilor, ci şi de mecanismul de iniţiere şi dezvoltare a microfisurilor, respectiv rezistenţa materialelor faţă de aceste procese. Din această cauză fontele, cu diferite forme de grafit, pot prezenta comportări variabile, în legătură directă cu condiţiile de solicitare.

Conform datelor obţinute de către autori [8], [15], în condiţiile unor solicitări mai grele (900—20°C (apă)), raportul în ceea ce priveşte rezistenţa la şoc termic a fontelor este următorul:

$$Fgl : Fgv : Fgn = 1 : 1{,}25—1{,}4 : 1{,}6—1{,}8 \quad (3)$$

În cazul unor cicluri 650—20°C(apă), au fost obţinute rezultatele prezentate în figura 7. Încălzirea a fost realizată prin inducţie, determinările fiind efectuate pe probe cu orificii [4].

Analizînd mai multe materiale metalice, pentru turnarea chiulaselor motoarelor Diesel, E. Nechtelberger constată o bună comportare la şoc termic, la un ciclu 450—20°C (probe cu orificii), a fontelor cu grafit lamelar perlitice, cu 3,7—3,8% C şi 1,7—1,9% Si, deci o cantitate mare de grafit, aliate cu 0,3% Cr + 0,3% Ni, 0,3% Cr + 0,3% Mo sau 0,3% Cr + 0,3% Ni + 0,3% Mo. Fontele cu grafit vermicular feritice au o comportare asemănătoare, în timp ce în cazul celor cu grafit nodular, tot feritice, tendinţa de fisurare a fost mai accentuată [2].

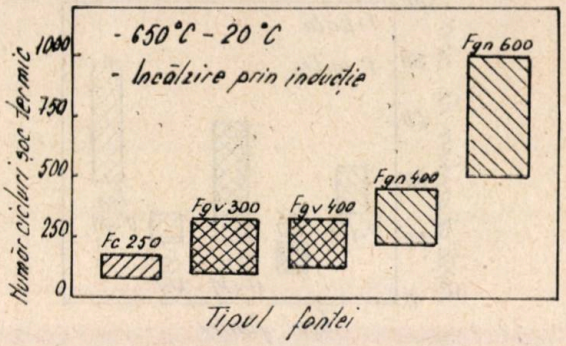


Fig. 7. Rezistenţa la şoc termic a fontelor [4]

Pentru toate tipurile de fonte, alierea cu Cr, Ni, Mo, V, Sb, Al determină creşterea rezistenţei masei metalice şi prin aceasta şi a celei la şoc termic.

Etanşeitatea, respectiv rezistenţa la presiune, constituie o caracteristică importantă, în special în cazul chiulaselor. Configuraţia complexă a acestora, precum şi prezenţa nodurilor termice, cu compactitate scăzută, determină o micşorare a rezistenţei la presiune. Această caracteristică este determinată atît de către defectele de turnare, cît şi de cantitatea şi mai ales forma grafitului.

Experimentările efectuate de către autori au scos în evidenţă comportarea net superioară a fontelor cu grafit vermicular, în com-

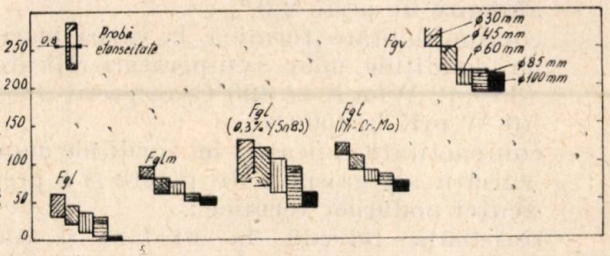


Fig. 8. Etanşeitatea fontelor cu diferite forme de grafit (probe în stare turnată Ø 30—100 mm).

paraţie cu cele cu grafit lamelar, aliate şi nealiate (fig. 8). Alierea fontelor cu grafit lamelar (Ni, Cu, Cr, Mo, Sn, Sb) sau modificarea acestora (Fglm) favorizează îmbunătăţirea etanşeităţii, fără să se atingă însă valorile asigurate de către grafitul vermicular. Diferenţele dintre cele două tipuri de fonte se accentuează odată cu creşterea grosimii de perete a pieselor. Determinările au fost efectuate pe probele prezentate în figura 8, prelucrate din probe turnate cu diametrul variind în limitele 30—100 mm [14].

Prelucrabilitatea fontelor cu grafit vermicular, cu structură feritică sau ferito-perlitică, este superioară celei înregistrate în cazul fontelor cenușii perlitice, utilizate în mod frecvent în construcția motoarelor (fig. 9).

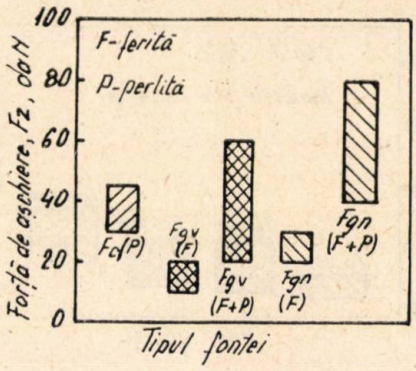


Fig. 9. Prelucrabilitatea fontelor

Rezultă deci că fontele cu grafit vermicular feritice (FgvF) prezintă cea mai bună prelucrabilitate, dintre toate tipurile de fonte ce pot fi utilizate la turnarea acestor tipuri de piese [1].

Utilizarea fontelor cu grafit vermicular la fabricarea motoarelor termice

Posibilitatea folosirii acestor materiale la turnarea componentelor motoarelor termice este susținută de către principalele sale caracteristici :

- rezistență la tracțiune de peste 300 N/mm^2 ;
- alungire de peste 2,0 % ;
- conductibilitate termică la valori mari, în condițiile unor temperaturi ridicate (33—42 W/m K la 300°C, respectiv 32—40 W/mK la 400°C) ;
- compactitate ridicată, în condițiile unor variații ale grosimii de perete și a prezenței nodurilor termice ;
- rezistență ridicată la oxidare și șoc termic ;
- maselotare redusă, deci un grad mai mare de utilizare a metalului ;
- prelucrabilitate bună, în special la o structură preponderent feritică ;
- tendință scăzută de formare a crăpăturilor la cald și la rece, în zonele critice.

Utilizarea acestor materiale a permis mărirea puterii motoarelor termice cu pînă la 50 % sau micșorarea corespunzătoare a greutății, mărirea duratei de exploatare a acestora, datorită tendinței mai scăzute de formare a crăpăturilor în zonele critice, precum și micșorarea rebutului de turnare. Toate aceste avantaje au condus la scăderea costului de producție, în raport cu fontele cu grafit lamelar slab aliate (Ni, Cr, Mo, Cu, Sn). În cele ce urmează, se vor prezenta cîteva exemple de utilizare a fontelor cu grafit vermicular la turnarea acestor piese.

C h i u l a s e ș i b l o c - m o t o r În general, turnarea chiulaselor din fontă cu grafit vermicular este recomandată în cazul unor tensiuni mecanice la nivel ridicat. Turnarea se poate realiza în forme pe bază de argilă și bentonită, ciment sau amestecuri cu întărire la rece. În acest caz, la suprafața pieselor poate apărea un strat de grafit lamelar.

Chiulase turnate, de 185—1 000 kg, sînt folosite la motoarele Diesel (425—600 rot/min) cu puterea unui cilindru de 300—900 kW și la presiuni ale gazelor de 112—115 Bar, caracteristicile mecanice fiind R_m = 318—337 N/mm^2, $R_{0,2}$ = 265—273 N/mm^3, A = 4,6 — 5,4 % [6].

În cazul unor chiulase din fonte cu grafit vermicular, cu 3,31—3,47 %C ; 2,37—2,58 % Si ; 0,13—0,15 % Mn ; 0,06—0,08 % P ; 0,016—0,025 % Ce, a fost posibilă mărirea puterii motoarelor Diesel cu 30 %, în raport cu utilizarea FC 300 slab aliate. Încercările motoarelor la creșteri ale puterii cu pînă la 80 % nu au condus la apariția de fisuri, din cauza tensiunilor termice și mecanice [18].

Chiulase din Fgv sînt produse în mai multe țări, de către o serie de firme : Noblesville Casting Div.—S.U.A. [19], Krupp-Mak Kiel—R.F.G. [2], UBE Industries Ltd.—Japonia [2], R.P. Chineză [20], Buderusche Eisenwerke—R.F.G., Stark-Werspoor—Olanda [2]. Firma Krupp-Mak Kiel are în exploatare peste 10 000 chiulase la motoare Diesel, în multe cazuri la vapoare.

Pentru turnarea blocului motor TATRA (motor T—815), s-a renunțat la fontele cu grafit lamelar, datorită fisurilor ce apăreau între cilindri și s-a trecut la utilizarea celor cu grafit vermicular [21]. Tot în R.S. Cehoslovacă, pentru turnarea blocului motor și a chiulaselor motoarelor cu ardere internă se utilizează Fgv cu 3,3—3,4 % C ; 2,9—3,1 % Si ; 0,10 % Mn ; 0,07 % P ; 0,01 % S [22].

P i s t o a n e. În U.R.S.S., aceste fonte sînt utilizate pentru turnarea pistoanelor motoarelor Diesel, obținîndu-se bune rezultate în exploatare, în raport cu cele din alte materiale (aliaje de aluminiu, fonte cu grafit lamelar și nodular, oțel) [23].

Pistoanele turnate din fonte cu grafit vermicular (Austria) nu au prezentat goluri de contracție sau deformări ale pereților, defecte frecvent întîlnite în cazul utilizării fontelor cu grafit nodular [24].

S e g m e n ț i d e p i s t o n. În R.D.G., se realizează segmenți din Fgv, prelucrați din bucșe turnate sau obținute individual, la o turnare în ciorchine. Fontele au fost obținute prin modificarea cu Mischmetall

(MM). O cantitate ridicată de perlită (peste 50%) este realizată prin alierea cu 0,2% Sb, 0,2% Cu, în timp ce prin normalizare (2 h la 900°C, răcire aer) se asigură peste 90% P. La o compoziție chimică constînd din 3,4—3,8% C; 2,2—2,75% Si; 0,4—0,7% Mn; 0,04% P; 0,016—0,034% S, se realizează $R_m = 333-515$ N/mm²; $A = 1{,}72-8{,}57\%$; $E = 160\,000 - 173\,000$ N/mm² [25].

Din fonte cu grafit vermicular, au fost obținuți segmenți cu Ø 144 mm, cu secțiunea 4,5 x 7 mm, cu următoarele proprietăți: $R_m = 570-680$ N/mm²; $A = 2{,}2-4{,}3\%$; $K = 1{,}5-2{,}2$ daj/cm² [26].

Utilizarea fontelor cu grafit vermicular la turnarea segmenților motoarelor tip D50 este semnalată și în cadrul altei lucrări, remarcîndu-se asigurarea unor condiții optime de ungere [27].

Colectoare de gaze. Firma „General Motors" — S.U.A. toarnă din Fgv colectoare de gaze cu grosimea de 2,5 mm, asigurîndu-se $R_m = 430$ N/mm², $A = 3{,}6\%$, 174—196 *HB*. Aceste fonte conțin 3,35% C, 2,26% Si, 0,28% Cr, fără cementită liberă în stare turnată.

În urma utilizării acestor piese, firma „Chevrolet Motor Division" remarcă realizarea unor costuri mai scăzute în raport cu fonta cenușie, datorită reducerii grosimii de perete, a energiei consumate la fabricare, a creșterii performanțelor mecanice [28].

Turnarea de colectoare de gaze din Fgv este semnalată și în cazul altor firme: Chrysler—S.U.A. [29], R.P. Chineză [20], R.F.G. [30].

Corpuri de turbocompresoare. La Uzina din Kalomansk (U.R.S.S.) se produc corpuri de turbocompresoare, de diferite tipuri, de 170—350 kg, de configurație complexă, cu grosimi de perete variind în limitele 10—65 mm. Analiza pieselor turnate arată faptul că în cazul Fgv se obține o compactitate mai mare decît la cele cu grafit lamelar, aliate cu Ni sau Ni—Cr—Mo, pe care le înlocuiesc. Se realizează de asemenea o reducere a grosimii de perete [4].

Rezultă deci că fontele cu grafit vermicular reprezintă un material de largă perspectivă în construcția de motoare termice, în special a celor de mare putere, motoarele Diesel constituind în prezent principalul domeniu de utilizare.

Obținerea fontelor cu grafit vermicular

În prezent există mai multe căi de obținere, în condiții industriale, a fontelor cu grafit vermicular:

— Utilizarea unor conținuturi scăzute de magneziu (0,015—0,025 % Mg_{rem}), de regulă sub formă de FeSiCaMg.

— Inocularea fontelor cu magneziu și elemente antimodificatoare (Ti, Al) în limitele: 0,015—0,023% Mg_{rem}; 0,06 — 0,15% Ti; 0,05 — 0,20% Al. Se utilizează modificatori complecși FeSiAlTiMg sau amestecuri mecanice FeSiCaMg + Ti(Al).

— Modificarea cu cantități scăzute de elemente din grupa pămînturilor rare (PR): 0,10—0,15% PR_{rem} sau 0,02—0,06% Ce_{rem}. Se folosește de regulă Mischmetall, în cantitate de 0,15—0,30% (în funcție de conținutul de sulf); se pot utiliza de asemenea modificatori complecși, ce conțin și pămînturi rare, ca de exemplu FeSiCaPR.

— Modificarea fontelor cu magneziu și pămînturi rare (Ce); se utilizează de obicei modificatori din sistemul FeSiCaMgCe, cu 5—10% Mg și 0,5—2,5% Ce.

În prezent, în R.S. România sînt utilizate tehnologii care se bazează în principal pe modificatori din sistemul FeSiCaAlTiMg, eventual cu conținuturi scăzute de ceriu (0,5%) [1], [8], [9], [12], [16], [17].

BIBLIOGRAFIE

[1] Ripoșan, I. și Sofroni, L. *Fonta cu grafit vermicular*. București, Editura tehnică, 1984.

[2] Nechtelberger, E. *Eigenschaften unlegierter und niedriglegierter Gusseisen mit Lamellengraphit /Kugelgraphit/Vermikulargraphit im Temperaturbereich bis 500°C*. Fachverlag Schiele und Schön GmbH, Berlin, 1977.

[3] Sergeant, G. F. și Evans, E. R. *The production and properties of compacted graphite irons*. În: The British Foundryman, nr. 5, 1978, p. 115—124; nr. 3, 1979, p. 65—66.

[4] Röhrig, K. *Temperaturwechselverhalten von Gusseisenwerkstoffen*. În: Giesserei-Praxis, R.F.G. nr. 23—24, 1978, p. 375—392.

[5] Holzmüller, H. *Gusseisen mit Vermikulargraphit — ein Spezialwerkstoff für den Motorenbau*. În: Giesserei, R.F.G. nr. 10, 1976, p. 221—285.

[6] Kondo, Y. și Yosul, K. *Stereological Analysis of Graphite Shape*. În: Cast Iron Imono, Japonia. nr. 12, 1980, p. 675—680.

[7] Tanaka, V., Saito, N. și Ikawa, K. *Relation between Graphite Structure and Physical and Mechanical Properties of Compacted/Vermicular Graphite Cast Iron*. În: Imono, Japonia, nr. 4, 1981, p. 187—192.

[8] Ripoșan, I., Sofroni, L. și Chișamera, M. *Contribuții la studiul fontelor cu grafit vermicular*. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 5, 1982, p. 233—251.

[9] Ripoșan, I. *Cu privire la definirea și clasificarea separărilor de grafit vermicular. Elaborarea fontelor cu grafit vermicular*. În: Metalurgia, R.S. România, nr. 3, 1975, p. 133—141; nr. 4, p. 172—176.

[10] Sofroni, L., Ripoșan, I. și Chira, I. *Some Considerations on the Crystalisation Features of Cast with Intermediary Shape (Vermicular type) Graphite. The Metallurgy of Cast Iron*. Proceedings of the Metallurgy of Cast Iron, Geneva, Elveția, mai, 29—31, 1974, St. Saphorin, George Publishing Company, 1975, p. 179—195.

[11] Ripoșan, I. și Sofroni, L. *Stability of the Effect of Magnesium Treatment in Compacted Graphite Cast Iron*. În: ATS International Cast Metals Journal S.U.A., nr. 1, martie, 1978, p. 23—29.

[12] Ripoșan, I. *Cercetări privind elaborarea fontelor cenușii cu tenacitate ridicată. Contribuții la studiul fontelor cu grafit vermicular*. Teză de doctorat, I.P.B., 1978.

[13] Ripoşan, I., Sofroni, L. şi Chişamera, M. *Recherches concernant le comportement a l'oxydation et au choc thermique des fontes à graphite vermiculaire.* Al 46-lea Congres internaţional de turnătorie, Madrid, 1979, R. 31 — În: Fonderie, Franţa, nr. 397, 1980, p. 124—125.
În: Metalurgia, R.S.R., 1980, nr. 3, p. 134—140.

[14] Ripoşan, I. şi Tudor, Gh. *Etanşeitatea fontelor cu grafit lamelar, vermicular şi nodular.* A 7-a Conferinţă naţională de turnătorie, Braşov, 1981. În: Giesserei-Praxis, R.F.G., nr. 9, 1982, p. 135—140.

[15] Ripoşan, I., Sofroni, L. şi Chişamera, M. *Comportement au choc thermique des fontes à differentes formes de graphite.* Al 48-lea Congres internaţional de turnătorie, Varna, 1981.

[16] Chişamera, M. şi Gheorghe, I. *Cercetări privind diferite posibilităţi de obţinere a fontelor cu grafit vermicular.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1983, p. 185.

[17] Ripoşan, I., Chişamera, M., Cardenas, E. şi Sofroni, L. *Coniribuţii la obţinerea fontelor cu grafit vermicular (compact) pentru industria construcoare de maşini.* A 8-a Conferinţă internaţională de turnătorie, Iaşi, 1983. În: Metalurgia, R.SR., nr. 10, 1983, p. 511.

[18] Riemer, K. H. *Gusseisen mit Vermikulargraphit und seine Verarbeitung zu Zylinderdecken für Hochleistungs-Dieselmotoren.* În: Giesserei, R.F.G., nr. 10, 1976, p. 285—291.

[19] Oathout, R.R. *Fonte cu grafit compact pentru motoare Diesel.* În: Metal Progress, S.U.A.,nr. 5, 1978, p. 54—58.

[20] Chen, Viudi ş.a. *The Production and Properties of Cast Iron treated by RE—Mg—Ti.* Comisia 7—6 asupra fontei compacte cu grafit vermicular, Chicago, S.U.A.

[21] Vondrak, V. şi Havrlent, S. *Technologie Odlevani motorovych skrini z litiny s cervikovitym grafitem.* În: Slevarenstvi, R.S.C., nr. 8, 1980, p. 326—328.

[22] Svoboda, A. *Moznosti Vyroby Vermiculiarni litiny* În: Slevarenstvi, R.S.C., nr. 2—3, 1978, p. 112—115.

[23] Platonov, V. N. ş.a. *Puti povişenia termiceskoi procinosti porşnevih materialov forsirovannih dizelei.* În: Dvigatelostroenie, U.R.S.S., nr. 1, 1979, p. 29—30.

[24] Sissener, I., Thuny, R., Hummer, E. şi Nechtelberger, E. *Der Einsatz des Werkstoffes mit Vermikulargraphit aus technischer und wirtschaftlicher Sicht.* În: Giesserei-Rundschau, Austria, nr. 6, 1972, p. 59—65.
În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 8, 1973, p. 26—29.

[25] Knote, W. si Liesenberg, O. *Kolben aus Gusseisen mit Vermikulargraphit.* În: Giessereitechnik, R.D.G., nr. 10, 1980, p 296—298.

[26] Levitan, M. M. ş.a. *Kompleksnie modifikatori RZM dlia poluceniia ciuguna s vermikuliarnim grafitom.* În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 5, 1976, p. 14—15.

[27] Bobilev, F. K., Glinkin, A. C., Aleksandrov, N. N. şi Popov, V. I. *Ciugun s vermikuliarnim grafitom dlia ghilz ţilindra dvigatelei tipa D50.* În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 1, 1976, p. 8.

[28] Ruff, G. *High-sulphur — base compacted graphite iron.* În: AFS Transactions. 1979, vol. 87, p. 459—464.

[29] Bittence, J. *New growth in cast iron* În: Motor. Eng., 1979, nr. 6, p. 22 — 26.

[30] Best, K. J. ş.a. În: *Another Approach to making Compacted Graphite Iron.* În: Foundry Management and Technology, nr. 11, 1982, p. 72—75.

Dr. ing. I. Ripoşan, prof. dr. ing. L. Sofroni şi ing. M. Chişamera
Institutul politehnic—Bucureşti

DOCUMENTARE

A cincea conferinţă internaţională asupra titanului München, 10—14 septembrie, 1984

Cea de-a 5-a Conferinţă internaţională asupra titanului va avea loc între 10 şi 14 sept., 1984, fiind organizată de Deutsche Gesellschaft für Metallkunde în colaborare cu American Society for Metals, Société Française de Métallurgie, Academia de ştiinţe din U.R.S.S., The Japan Institute of Metals, The Metallurgical Society of AIME, The Metals Society. În cadrul lucrărilor conferinţei se vor trata toate aspectele ştiinţifice, tehnice şi de utilizare a titanului şi aliajelor de titan. Conferinţa se adresează atît utilizatorilor de titan, cît şi oamenilor de ştiinţă.

O atenţie deosebită se va acorda informaţiilor asupra rezultatelor cercetărilor şi dezvoltărilor actuale din laboratoarele de cercetări şi din uzine.

Se vor prezenta peste 350 de referate. Personalităţi din ţările participante la organizarea conferinţei vor relata despre ultimele dezvoltări din ţările respective.

Programul conferinţei include şi vizitarea unor întreprinderi.

Limba oficială a conferinţei va fi limba engleză.

(D.G.M. — Inf. de presă)

Societatea Bethlehem Steel Corp va repune în funcţiune două cuptoare Martin

Societatea Bethlehem Steel Corp este pe punctul de a pune în funcţiune două dintre cele şapte cuptoare Martin nefolosite, de la uzinele Sparrows Point, Md. Întreaga oţelărie Martin a fost închisă în primele luni ale anului 1982, însă se preconizează ca două cuptoare să fie repuse în funcţiune în cursul lunii ianuarie.

Această hotărîre a fost determinată de cererea crescîndă de produse plate. Uzinele Sparrows, a căror capacitate totală de elaborare a oţelului este de 6,7 mil. ts./an, dispun de două convertizoare LD cu o capacitate de 220 t şi de o oţelărie Martin. Uzinele produc tablă subţire laminată la cald şi la rece, tablă groasă, sîrmă laminată şi ţevi. Se prevede ca, în cadrul aceleaşi uzine, în anul 1986 să fie pusă în funcţiune una dintre cele două maşini de turnare continuă a slebburilor aparţinînd societăţii Bethlehem.

(În: *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6847, dec., 1983, p. 27*)

Noua tehnologie de elaborare a oţelului exportată în India de societatea austriacă Voest-Alpine

Societatea austrică Voest-Alpine a oferit Indiei noua sa tehnologie de elaborare a oţelului, care se bazează pe cărbune cu un înalt conţinut de cenuşă, materie primă existentă în India în cantităţi foarte mari. Un purtător de cuvînt al companiei a arătat că procedeul reducerii directe a fost aplicat cu succes la o instalaţie pilot cu o capacitate de 60 000 t, utilizînd cărbune şi minereu de fier indian. Se apreciază că o instalaţie cu o capacitate de 300 000 t în care se aplică această metodă ar costa cca 60 mil. $.

(În: *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6847, dec., 1983, p. 23*)

Prima instalaţie de reducere directă din Oskol s-a dat în exploatare

Prima dintre cele patru instalaţii de reducere directă Midrex în construcţie la Kursk s-a dat în exploatare la mijlocul lunii decembrie 1983. Pînă la sfîrşitul anului s-au fabricat cca 10 000 t burete de fier. A doua instalaţie va intra în funcţiune în a doua jumătate a anului 1984.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 3, 1984, p. 16*)

MUZEUL DE ISTORIE ŞI ARTĂ ORAŞULUI BUCUREŞTI 1883 BIBLIOTECA

CONTROLUL NEDISTRUCTIV DE SIGURANTA AL PRODUSELOR CU GROSIMEA DE PINA LA 150 mm (în funcţie de oţel) prin metoda roentgenografică, cu ajutorul aparatului de gabarit mic BETATRON M113-4

- domeniu larg de utilizare în diferite ramuri ale industriei
- utilizare în condiţii de cîmp

PRINCIPALELE CARACTERISTICI TEHNICE

Energia maximă a electronilor accelerați, MW 4
Sensibilitatea roentgenografică, % .....min. 2
Masa radiației, kg ...cca 50
Masa totală a betatronului, kg .....max. 120

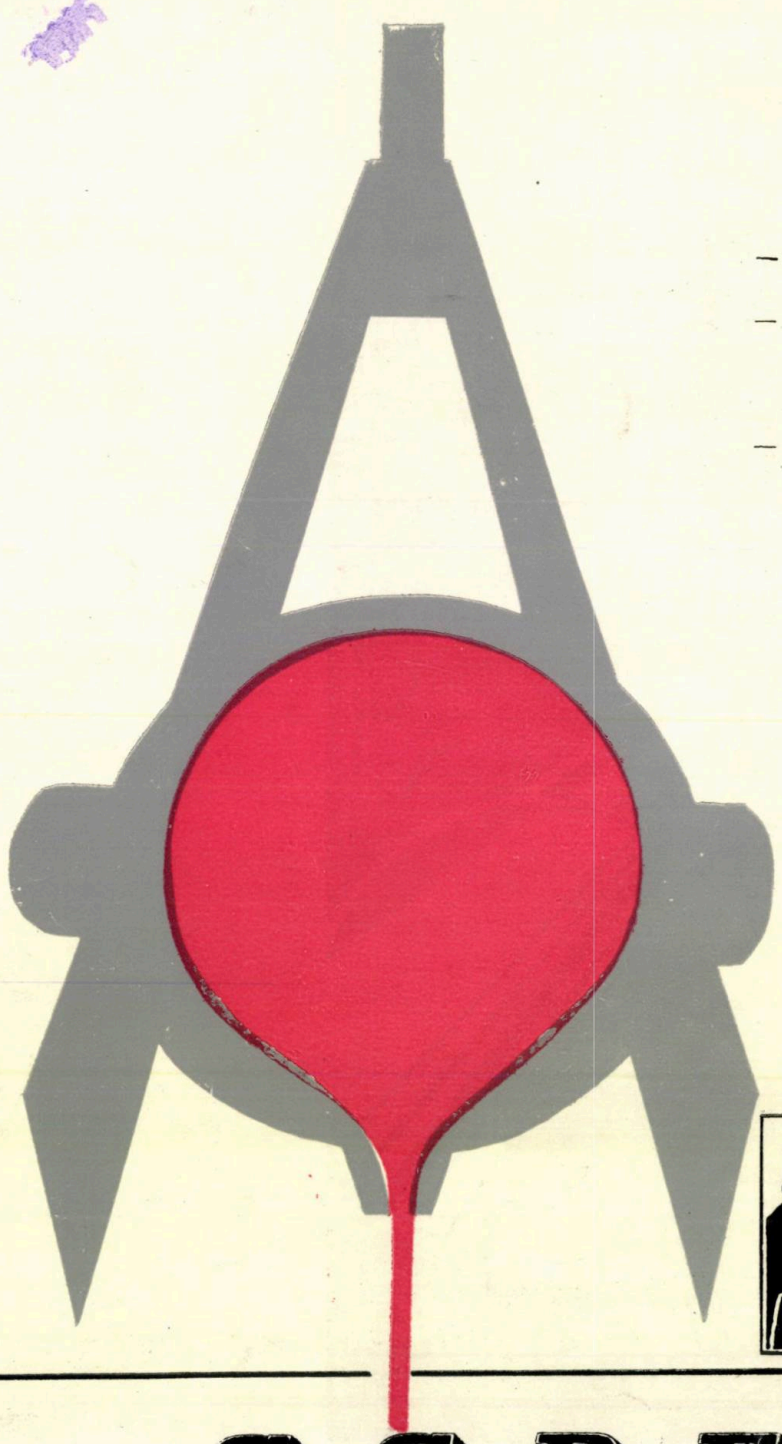
Techsnabexport

U.R.S.S. 121200, Moscova, Smolenskaia-Sennaia pl., 32/34, telefon: 244-32-85, telex: 411328 TSE SU

PUBLICOM

Centrul de Cercetari și Proiectari pentru Fabricație Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi:



— studii și lucrări de cercetare

— proiecte și documentații tehnice de execuție

— analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate

C C P F P S

— HUNEDOARA —

E 3280
REFERALVA
R 1985 JUN 19
Kokász a-l

METALURGIA

1884 - 1984
CSH
HUNEDOARA

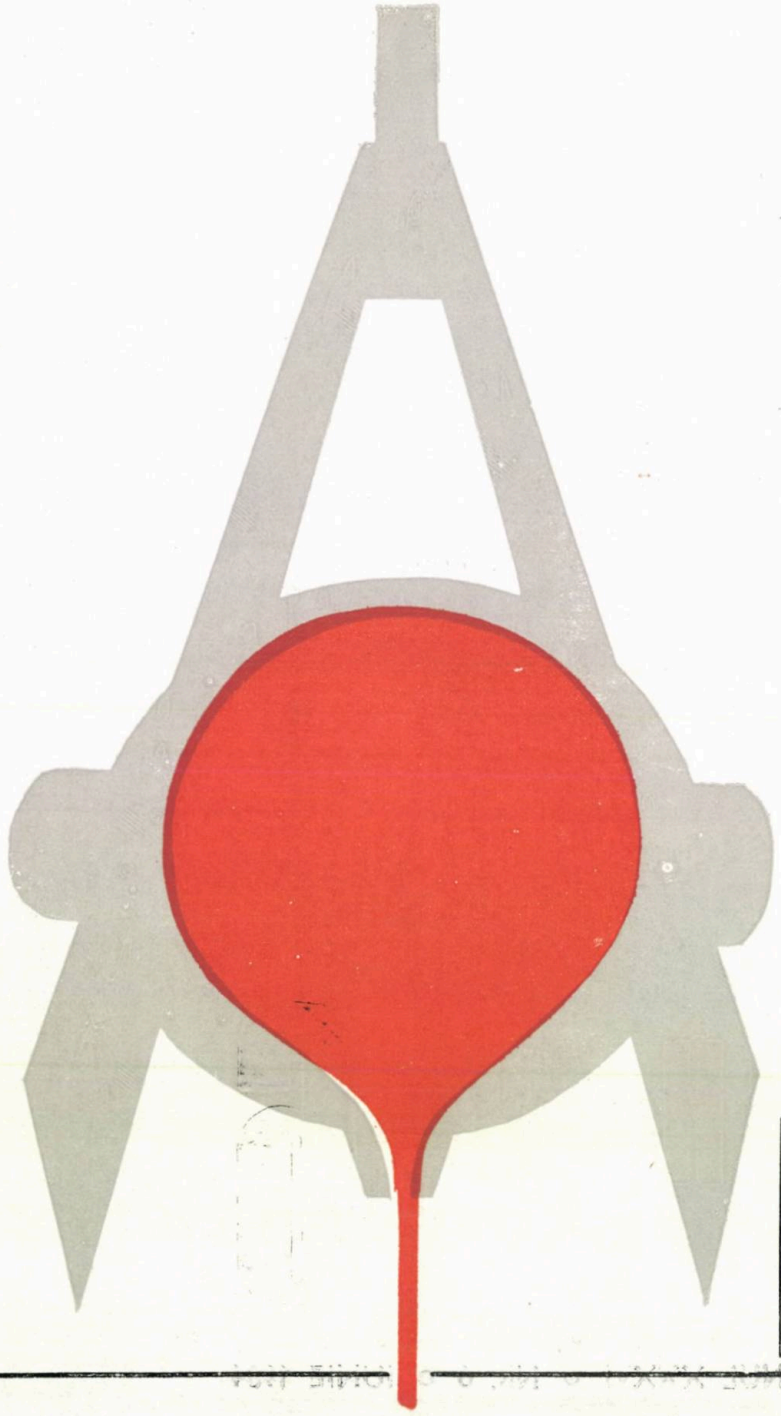
CSH '84

6

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXVI • NR. 6 • IUNIE 1984

Centrul de Cercetari și Proiectari pentru Fabricație Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi



- studii și lucrari de cercetare
- proiecte și documentații tehnice de execuție
- analize de laborator pentru determinari fizice și chimice in domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate

C C P F P S

— HUNEDOARA —

METALURGIA

Anul 36 Nr. 6 Iunie 1984

CUPRINS

EDITORIAL 285

Faur, S.: **Orientări și perspective în promovarea tehnologiilor de vîrf la Combinatul siderurgic — Hunedoara** 289

Penescu, M.: **Căi de îmbunătățire a oțelului pentru cord metalic** 295

Forizs, Șt., Mazur, Margareta și *Marcu, T.*: **Instalație pentru determinarea rezistenței termomecanice a cocsului** 298

Kaba, E. și *Orvas, Elena*: **Creșterea gradului de utilizare a materiilor prime indigene la fabricarea cocsului și fontei** 302

Rusu, B. și *Lucaci, Z.*: **Fabricarea oțelurilor destinate centralelor nucleare** 305

Ștefan, G.: **Oțeluri inoxidabile cu caracteristici îmbunătățite** 308

Catrinoiu, C.: **Cercetări privind posibilitatea fabricației profilului PC90** 311

Ilca, I.: **Creșterea calității și a procentului de secoatere la laminarea oțelurilor aliate, prin introducerea unor noi tehnologii de prelucrare la cald** 316

Zudor, L.: **Tehnologie și instalație pentru valorificarea gazelor arse, captate de la coșurile de fum ale cuptoarelor adînci, la dezghețarea încărcăturii vagoanelor** 319

Horvath, Z. și *Andronic, R.*: **Aspecte privind dezvoltarea sistemului informatic la Combinatul siderurgic — Hunedoara** 321

DOCUMENTARE 294, 307, 323

REVISTA REVISTELOR 328

COLEGIUL DE REDACȚIE

NECULAI AGACHI, PIA BĂLU, GHEORGHE BUJGOI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, TRAIAN DUMITRESCU, MIHAIL ENACHE, SUZANA GÂDEA, CONSTANTIN IONESCU, PETRE MARCU, ION MOLDOVAN, MIHAI NICULESCU, IULIU OVESEA, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, LAURENTIE SOFRONI — președintele colegiului, CORNEL STĂNESCU, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU, CORNELIU VELINCOV, VASILE VULCU

Redactor: G. COJOCARIU
Tehnoredactor: EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1 Telefon: 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament lei 180 anual. Costul unui exemplar: lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25 București

I. P. Informația — c. 2275

CONTENTS

DC: 669.1: 65.011.4

Faur, S.: **Trends and prospects in promoting advanced technologies in Hunedoara Iron and Steel Works**

The article includes the conception developed in Hunedoara Iron and Steel Works for the promotion of steelmaking technologies, able to ensure competitive products on the Romanian and foreign market.

The author presents the development of open-hearth and electric steel production and their place in the development of Romanian iron and steel industry.

The reviewing of these technologies developed in Hunedoara Works allows to evaluate the technical capacities and competitivity.

Metalurgia 36(1984), nr. 6, p. 289—294

DC: 669.14: 622.333

Penescu, M.: **Ways of improving the quality of metal cord steel**

The qualitative improvements of the manufacturing process of metal cord wire have been achieved by introducing the predeoxidation process of hot metal bath with aluminium in the furnace, before ferromanganese and ferrosilicon as deoxidizers, the steelmaking process being achieved in a 400t open-hearth furnaces. The quality parameter levels were evaluates by a very large number of trials. The data processing on a computer contributes to the achievement of better parameter values.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 295—297

DC: 669.741.3: 539.42

Forizs, Şt., Mazur, Margareta and *Marcu, T.*: **Installation to determine the thermomechanical coke resistance**

The paper briefly presents the flow of the installation which determines the metallurgical coke behaviour at 1 500—1 600°C temperatures and the results which are presently obtained.

The thermomechanical resistance determined in accordance to the process included nr. 78.914 patent allows to establish the coke quality and the technical and economic indexes, which may be obtained in the first ironmaking cycle: coking — ironmaking process.

This new criterion of establishing coke quality expresses the direct variation effects of raw material quality, of the technological process of charge preparation and coking process and shows the behaviour of metalurgical coke in the blast furnace.

Metalurgia 36(1984), nr. 6, p. 298—301

DC: 662.741.3: 669.16

Kaba, E. and *Orvas, Elena*: **The increasing use rate of Romanian raw materials necessary to obtaining coke and pig iron**

The paper analyses the possibility of obtaining production under higher efficiency and competitivity conditions, by the maximum use of Romanian coals and iron ore.

The authors present the evolution of material use rate, their diversification during the last years.

The authors also present their activity related to the recycling and complete use of recoverable ferrous materials.

Metalurgia 36(1984), nr. 6, p. 302—304

DC: 669.15—194.3

Rusu, B. and *Lucaci, Z.*: **Considerations on the steelmaking process for steels used in nuclear power stations**

The authors present the basic conditions required for steels used in nuclear power stations. The authors study the possibilities of obtaining steels with minimal residual contents, by modern steelmaking processes outside the furnace.

The paper aims at informing the steelmakers on the difficulties which may occur during the ferrous product manufacturing for nuclear power stations.

Metalurgia 36(1984), nr. 6, p. 305—307

DC: 669.14.018.8

Ştefan, G.: **Stainless steels with improved characteristics**

The author presents the assimilation of the steelmaking process of stainless steels for heavy plates and pipes obtained by a hot extrusion process.

The author studies new technologies which are particulary used in vacuum decarburization process as well as the technical and economic indexes obtained within the whole steelmaking process.

Metalurgia 36(1984), nr. 6, p. 308—310

DC: 621.771.26

Catrinoiu, C.: **Researches on the possibility of manufacturing PC 90 profile**

The researches on the possibility of manufacturing PC 90 profile in Hunedoara Iron and Steel Works were carried out with a view to establishing a type of steel from which a profile with the required mechanical characteristics may be obtained, by a periodical profile rolling process.

With the help of heat treatments (normalization, quenching-tempering or high tempering) the required mechanical characteristics for PC 90 steel may be obtained.

Metalurgia 36(1984), nr. 6, p. 311—315

DC: 621.77.016: 65.011.4

Ilca, I.: **The improvement of quality and the increase of yield rate during alloy steel rolling process, by introducing new hot processing technologies**

The author studies the influence of the technological factors on the optimum structure necessary for increasing the quality and the yield rate during alloy steel rolling process. Starting from the results of the researches, the author establishes a new technology.

Metalurgia 36(1984), nr. 6, p. 316—318

DC: 662.613.5.004.8

Zudor, L.: **Technology and installation for turning to good account the waste gases from the chimneys of soaking pits during the thawing of the load charged in cars**

The author presents the technology and the installation necessary to ensure methane gas substitution used in thawing tunnels with radiation agents. The installation has a secondary energy resource which was considered difficult to turn to good account up to now: waste gases coming from the chimney at a 180°C temperature.

This technology may be applied in many plants where waste gases without corrosion agents (SO_3, SO_2) are available and where there are thawing installations for the load charged in cars with their technological flow.

Metalurgia 36(1984), nr. 6, p. 319—320

DC: 65.012.45: 669.1

Horvath, Z. and *Andronic, R.*: **Aspects of the development of the data processing system in Hunedoara Iron and Steel Works**

The paper briefly presents the achievements and the development of the information system adapted to the existing conditions of Hunedoara Iron and Steel Works.

On the basis of the experience acquired, the author presents the trends in the development, the choice of equipment and the overall conception of the system, by developing computer networks as a system of distributed processing process.

Metalurgia 36(1984), nr. 6, p. 321—322

INHALT

DK: 669.1: 65.011.4

Faur, S.: **Tendenzen und Aussichten der Förderung von Spitzentechnologien im Eisenhüttenkombinat Hunedoara**

Die Arbeit befasst sich mit der, im Eisenhüttenkombinat Hunedoara entwickelten Auffassungen über die Förderung der Stahlerzeugungstechnologien, mit deren Hilfe Erzeugnisse hergestellt werden können, mit in-und ausländischer Wettbewerbsfähigkeit.

Es wird die Entwicklung der SM-Stahl-und Elektrostahlerzeugung dargestellt und diese mit der Gesamtentwicklung der rumänischen Stahlindustrie verglichen.

Die Aufzählung der Technologien, die in Hunedoara weiterentwickelt werden, macht die Einschätzung der technischen Leistungs-und Wettbewerbsfähigkeit möglich.

Metalurgia 36(1984), nr. 6, p. 298—294

DK: 669.14: 622.33

Penescu, M.: **Wege zur Verbesserung der Stahlqualität für die Metallkordherstellung**

Die Verbesserung des Drahtherstellungvorgangs für die Metallkorderzeugung wurde durch die Einführung des Vordesoxydationsverfahrens mit Aluminium des Metallbades im Ofen erzielt vor der Anwendung des Ferromangans und Ferrosiliziums als Desoxydationsmittel, indem die Erschmelzung in SM-Öfen vorgenommen wurde. Die Verfolgung der Qualitätsparameter wurde durch eine grosse Anzahl von Probenahmen gesichert, und durch ihre Computerverarbeitung wurde die Möglichkeit für die Verbesserung der Parameter geschaffen.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 295—297

DK: 662.741.3: 539.42

Forizs, Şt., Mazur, Margareta und *Marcu, T.*: **Anlage für die Bestimmung des Wärmeübergangswiderstandes und der mechanischen Festigkeit des Kokses**

Im Beitrag wird das Schema der Anlage für die Bestimmung des Verhaltens des Hochofenkokses bei hohen Temperaturen im Bereich von 1500—1600°C angegeben und die bis jetzt erzielten Ergebnisse vorgeführt.

Der Wärmeübergangswiderstand und die mechanische Festigkeit bestimmt anhand des Verfahrens (Patent SRR Nr. 78.914) ermöglichen die Ermittlung der Koksqualität und der wirtschaftlich-technischen Indikatoren, die im ersten Stahlerzeugungszyklus (Verkokungs-Roheisenbereitung) erfüllbar sind.

Dieses neue Qualitätsmerkmal des Hüttenkokses widerspiegelt einerseits die unmittelbaren Auswirkungen der Qualitätsschwankungen des Rohstoffes, des Vorbereitungs- und Verkokungsvorgangs der Charge und gibt andererseits das Verhalten des Hochofenkokses im Hochofen an.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 298—301

DK: 662—741.3: 669.16

Kaba, E. und *Orvas, Elena*: **Die Erhöhung des Verwandlungsgrades der inländischen Rohstoffe bei der Herstellung von Koks und Roheisen**

Der Artikel analysiert die Produktionsmöglichkeiten in den Bedingungen erhöhter Leistungsfähigkeit und Wettbewerbsfähigkeit, einschliesslich durch die maximale Verwertung der inländischen Kohle- und Eisenerzvorräte.

Es wird die Steigerung des inländischen Rohstoffanteils und seine Diversifikation angeführt.

Zugleich werden die Bemühungen für den Stoffumlauf und für die gänzliche Wiederverwertung der verwertbaren Eisenstoffe angeführt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 302—304

DK: 669.15—194.3

Rusu, B. und *Lucaci, Z.*: **Die Herstellung von Stahl für Kernkraftwerke**

Es werden die Hauptbedingungen besprochen, die der Stahl für die Herstellung von Bauteilen der Kernkraftwerke erfüllen muss. Es werden Betrachtungen angeführt über die Erzielung von Stählen mit einem minimalen Gehalt an Rückstandstoffen durch moderne Verarbeitungstechniken ausserhalb der Öfen.

Diese Arbeit setzt sich als Ziel die Informierung der Hersteller über die technischen und organisatorischen Schwierigkeiten, die auftreten können bei der Herstellung von Stahlerzeugnissen für Kernkraftwerke.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 305—307

DK: 669.14.019.8

Ştefan, G.: **Nichtrostende Stähle mit verbesserten Eigenschaften**

Es werden die vom Eisenhüttenwerk Hunedoara erzielten Ergebnisse erleutert, im Zusammenhang mit der Herstellung, in Anbetracht der Importbeseitigung, der nichtrostenden Stähle, durch Heisstrangpressen von dickem Blech und Rohren.

Es wurden sowohl die neuen Technologien, die vor allem beim Vakuumentkohlungsverfahren angewandt werden, als auch die technisch-wirtschaftlichen Kennziffern analysiert, die im gesamten Herstellungsvorgang erzielt worden sind.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 308—310

DK: 621.771.26

Catrinoiu, C.: **Untersuchungen über die Möglichkeiten der Herstellung des Profils PC 90**

Die im Eisenhüttenkombinat Hunedoara durchgeführten Untersuchungen hatten den Zweck die Stahlsorten zu bestimmen, aus der periodische Profile mit vorgeschriebenen mechanischen Eigenschaften hergestellt werden können.

Durch Wärmebehandlung (Normalisierung, Abhärtung, Anlassung) können die aus dem oben analysierten Stahl hergestellten Profile die für die Sorte PC 90 erforderlichen mechanischen Eigenschaften erhalten.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 311—315

DK: 621.77.0.162: 65.011.4

Ilca, I.: **Die Steigerung der Qualität und des Ausbringens beim Walzen der legierten Stähle durch die Einführung neuer Warmbearbeitungstechnologien**

Die Arbeit behandelt den Einfluss der technologischen Faktoren auf die Bildung eines optimalen Gefüges für die Steigerung der Qualität und des Ausbringens beim Walzen der legierten Stähle. Auf Grund der Forschungsergebnisse ist eine neue Technologie ausgearbeitet worden.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 316—318

DK: 662.613.5.004.8

Zudor, L.: **Technologie und Anlage für die Verwertung der von Tieföfen aufgefangenen Abgase, für die Ausfrierung der Wagenladungen**

Die Arbeit behandelt die Technologie und die Anlage für die Ersetzung des Methangases, welches in den Strahlenausfrierungstunnels benützt wird, durch eine sekundäre Energiequelle, die bis heute als schwerverwertbar galt, und zwar durch Kaminabgase mit Temperaturen um 180°C, sichert.

Diese Technologie ist bei jedem Betrieb anwendbar, der über Abgase ohne Ätzmittel (SO_3, SO_2) verfügt und einen Arbeitsgang für die Wagenladung hat.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 319—320

DK: 65.012.45: 669.1

Horvath, Z. und *Andronic, R.*: **Betrachtungen über die Entwicklung des Datenverarbeitungssystems im Eisenhüttenkombinat Hunedoara**

Die Arbeit zeigt kurz die Errungenschaften in der Entwicklung des Datenverarbeitungssystems, das den Bedingungen des Eisenhüttenkombinats Hunedoara angepasst wurde.

Auf Grund der betrieblich gewonnenen Erfahrung werden die Tendenzen besprochen, über die Entwicklung, die Wahl der Ausstattungen und die Gesamtkonzeption des Systems durch die Verwirklichung eines Rechnernetzes, welches ein System für verteilte Verarbeitung bilden wird.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 321—322

SOMMAIRE

CD: 669.1: 65.011.4

Faur, S.: **Directions et perspectives dans l'application des technologies avancées au Combinat sidérurgique de Hunedoara**

L'article présente la conception développée par le Combinat sidérurgique de Hunedoara pour appliquer les technologies de fabrication de l'acier, capables d'assurer des produits compétitifs sur le marché roumain et étranger.

On présente le développement de la production d'aciers Martin et électriques dans le cadre de la sidérurgie roumaine.

L'analyse des technologies qui se développent au combinat de Hunedoara permet l'évaluation de sa capacité et de sa compétitivité technique.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 289—294

CD: 669.14: 622.333

Penescu, M.: **Voies d'amélioration de la qualité de l'acier pour corde métallique**

Les améliorations qualitatives de la fabrication du fil pour corde métallique ont été réalisés par l'introduction du processus de prédésoxydation par aluminium de la bain métallique du fourneau, avant l'utilisation du ferromanganèse et du ferrosilice comme désoxydants, le processus d'élaboration de l'acier étant en fours Martin de 400 t. Le niveau des paramètres qualitatifs a été évalué par un grand nombre d'essais. Par le traitement des données sur ordinateur on a obtenu de meilleurs paramètres qualitatifs.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 295—297

CD: 662.741.3: 539.42

Forisz, Şt., Mazur, Margareta et *Marcu, T.*: **Installation pour déterminer la résistance thermomécanique du coke et les résultats obtenus**

On présente le schéma de l'installation pour déterminer le comportement du coke métallurgique aux températures élevées de 1500—1600°C et les résultats obtenus jusqu'à présent.

La résistance thermomécanique déterminée conformément à la méthode du brévet d'invention nr. 78.914, permet la détermination de la qualité du coke et des indicateurs technico-économiques qui peuvent être réalisés pendant le cycle cokéfaction-élaboration de la fonte.

Ce nouveau critère de qualité du coke métallurgique exprime les effets directes de la variation de la qualité de la matière première, du processus technologique de préparation et de cokéfaction de la charge ainsi que le comportement du coke métallurgique dans le haut fourneau.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 298—301

CD: 662.741.3: 669.1

Kaba, E. et *Orvas, Elena*: **L'augmentation du degré d'utilisation des matières premières indigènes à l'élaboration du coke et de la fonte**

On analyse les possibilités de réaliser la production en conditions d'efficacité et de compétitivité augmentées y compris par l'utilisation à maximum des ressources de charbons et de minerais de fer indigènes.

On présente l'évolution du poid des matières premières indigènes, leur diversification pendant les dernières années. On présente aussi les préoccupations concernant la récirculation et l'utilisation complète des matières ferreux récupérables.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 302—304

CD: 669.15—194.3

Rusu, B. et *Lucaci, Z.*: **L'élaboration des aciers pour les centrales nucléaires**

On présente les conditions imposées aux aciers utilisés dans les centrales nucléaires.

On fait des considérations concernant les possibilités de réaliser des aciers aux contenus résiduels minimum, par des méthodes modernes de traitement au dehors du four.

L'article a pour but d'informer les producteurs d'acier sur les difficultés qui peuvent apparaître du point de vue technique et organisatorique dans la fabrication de produits métallurgiques ferreux pour les centrales nucléaires.

Metalurgia 36(1984), nr. 6, p. 305—307

CD: 669.14.018.8

Ştefan, G.: **Aciers inoxydables aux caractéristiques améliorées**

On présente les résultats obtenus au Combinat Sidérurgique de Hunedoara concernant l'assimilation de la fabrication des aciers inoxydables pour obtenir la tôle épaisse et les tubes par extrusion à chaud.

On analyse les nouvelles technologies utilisées surtout au processus de décarburation en vide de même que les indicateurs technico-économiques obtenus pendant le flux d'élaboration.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 308—310

CD: 621.771.26

Catrinoiu, C.: **Recherches concernant la possibilité de la fabrication du profilé PC 90**

L'analyse des possibilités d'exécution du profilé PC 90 au Combinat sidérurgique de Hunedoara a eu pour but d'établir la composition chimique de l'acier dont on peut obtenir le profilé ayant les caractéristiques mécaniques désirées par le processus de laminage en profilé périodique.

Les caractéristiques mécaniques imposées peuvent être obtenues par des traitements thermiques (normalisation, trempe-revenu, ou revenu élevé) appliqués aux profilés qui sont executés en acier PC 90.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 311—315

CD: 621.77.016.2: 65.011.4

Ilca, I.: **L'augmentation de la qualité et du rendement du métal pendant le laminage des aciers alliés, par l'introduction de certaines technologies de traitement à chaud**

On analyse l'influence de certains facteurs technologiques sur la structure optima pour l'augmentation de la qualité et du rendement au laminage des aciers alliés. A partir des résultats obtenus on établit une nouvelle technologie.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 316—318

CD: 662.613.5.004.8

Zudor, L.: **Technologie et installation pour la valorisation des gaz brulés, captés aux cheminées des fours pit, pour le dégelage de la charge des wagons**

On présente la technologie et l'installation pour remplacer le gaz méthane utilisé aux tunnels de dégelage par des radiants. L'installation utilise une ressource énergetique secondaire considérée jusqu'à présent dificile a être mise en valeur: les gaz brûlés évacués au cheminée, ayant une température d'environ 180°C.

Cette technologie peut être appliquée dans les entreprises qui ont des gaz brûlés sans agents corrosifs (SO_3, SO_4), et qui sont prévues par des installations pour dégeler la charge des wagons.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 319—320

CD: 65.012.45: 669.1

Horvath, Z., Andronic, R.: **Aspects concernant le développement du système informatique au Combinat sidérurgique de Hunedoara**

L'article présente brièvement les réalisations et le développement du système informatique adapté aux conditions existentes dans le Combinat sidérurgique de Hunedoara.

A partir de l'expérience acquise, on mentionne les directions de développement, le choix des installations et la conception d'ensemble du système en mettant en place un réseau d'ordinateurs pour constituer un système de traitement distribué des données.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 321—322

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 669.1: 65.011.4

Фаур, С.: **Направления и перспективы в проведении передовых технологий на Металлургическом комбинате Хунедоара**

Работа охватывает развитое мировоззрение М. К. Хунедоара для продвижения технологий производства стали, способные обеспечить компетитивные изделия на внутреннем и внешнем плане.

Представляется развитие производства мартеновской стали и электростали и их помещение в контексте развития румынской металлургии.

Перечисленные развивающиеся технологии на платформе этого комбината позволяют оценку мощности и технических достижений.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 289—294

ДК: 669.14: 622.333

Пенеску, М.: **Пути повышения качества стали для металлокорда**

Качественные улучшения производства катанки для металлокорда реализовались введением процесса преокисления алюминием металлических ванн из печи, перед применением как раскислители ферромарганца и ферросилиция, переходя к выплавке в 400 т мартеновских печах.

Наблюдение за уровнем качественных параметров проводилось осуществлением большого объема испытаний, а обработкой этих на ЭВМ создалась возможность реализования лучших значений параметров.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 295—297

ДК: 662.741.3: 539.42

Фориш, Ш. Мазур, Маргарета и *Марку, Т.*: **Установка для определения термомеханического сопротивления кокса**

Кратко представлена схема установки для определения поведения доменного кокса при высоких температурах 1500—1600°С и полученные до сих пор результаты.

Определенное термомеханическое сопротивление соответственно процессу из патента С.Р.Р. 78914 позволяет установить качество кокса и технико-экономические показатели, возможно реализовать на первом металлургическом цикле: коксование-выплавка чугуна.

Этот новый качественный критерий доменного кокса выражает с одной стороны прямые эффекты изменения качества сырья, технологичекого процесса подготовки и коксования плавки, а с другой стороны указывает на поведение металлургического кокса в зонах заплечиков и выплавки доменных печей.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 298—301

ДК: 662.741.3: 669.16

Каба, Е. и *Орвас, Елена*: **Повышение степени использования отечественного сырья при производстве кокса и чугуна**

Статья анализирует возможность реализовать производство в условиях повышенной эффективности и компетитивности, включительно испольэованием на максимум местных ресурсов углей и железной руды.

Представлена эволюция доли местного сырья, разнообразие его в последние годы.

Также представлены заботы относительно рециркуляции и полное переиспользование регенерирующих железистых материалов.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 302—304

ДК: 669.15—194.3

Русу, Б. и *Лукачь, З.*: **Производство стали для атомных электростанций**

Представлены основные условия для сталей, предназначенные объективам атомных электростанций. Также представлены соображения над возможностями производста стали с минимальным остаточным содержанием современными средствами внедоменной обработки.

Целью работы является осведомление производителей о появляющихся затруднений с технической и организационной точки зрения в производстве железистых металлургических изделий для атомных электростанциях.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 305—307

ДК: 669.14.018.8

Штефан, Г.: **Нержавеющие стали с улучшенными характеристиками**

Представлены полученные результаты М. К. Хунедоара относительно освоения производства нержавеющих сталей для получения толстых листов и труб горячим выдавливанием.

Анализируются новые технологии, применяемые в особенности в процессе обезуглероживания в вакууме, а также и полученные технико-экономические показатели по всему потоку выплавки.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 308—310

ДК: 621.771.26

Катриною, К.: **Исследования относительно возможности производства профиля РС90**

Исследования возможностей изготовления на М. К. Хунедоара профиля РС90 проводились с целью определения стали, из которой прокаткой в периодическом профиле необходимо получить профиль с назначенными механическими характеристиками.

Профили, изготовляемые из анализированной стали, можно довести до назначенных механических свойств для марки РС90 операциями термических обработок (нормализации, эакалки-отпуска или высокого отпуска).

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 311—315

ДК: 621.77.016.2: 65.011.4

Илка, И.: **Повышение качества и процента выхода при прокатке легированных сталей введением новых технологий горячей обработки**

Работа трактует влияние технологических факторов на получение оптимальной структуры для повышения качества и процента выхода при прокатке легированных сталей. Определяется новая технология на основе результатов исследований.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 316—318

ДК: 662.613.5.004.8

Зудор, Д.: **Технология и установка для использования отходящих газов, уловленных дымоходами нагревательных колодцев для размораживания нагрузки вагонов**

Представлена технология и установка, обеспечивающие замену природного газа, применяемый в тунельных разморозилках на основе излучателей, с вторичными энергетическими ресурсами, считающими до сих пор трудно освоенными: отходящие газы в дымоходах температурой около 180°С.

Эта технология может быть применена на любом предприятии, располагающее отходящими газами, в которых отсутствуют коррозионные агенты (SO_3, SO_2) и в технологическом потоке существуют установки гля размораживания нагрузки вагонов.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 319—320

ДК: 65.012.45: 669.1

Хорват, З. и *Андроник, Р.*: **Аспекты по развитию системы обработки данных на Металлургическом комбинате Хунедоара**

В работе изложены в кратце достижения и развитие системы обработки данных, приспособленной к существующим условиям на Металлургическом комбинате Хунедоара.

На основе накопленных опытов в эксплуатации изложены направления относительно развития, выбора оборудования и концепция сисемы в целом реализованием сети электронно-вычислительных машин, образующие систему распределительной обработки.

Metalurgia 36 (1984), nr. 6, p. 321—322

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA ANUL 100

Ing. Sabin Faur
Director general al Centralei Industriale Siderurgice—Hunedoara

Printr-o fericită coincidență, centenarul Combinatului siderurgic — Hunedoara are loc în anul celor două mari evenimente ale României socialiste: aniversarea a patru decenii de la înfăptuirea revoluției de eliberare socială și națională antifascistă și antiimperialistă și cel de al XIII-lea Congres al Partidului Comunist Român.

Conform tradiției încetățenite în anii construcției socialiste, asemenea ocazii prilejuiesc momente de analiză a activității trecute și, în același timp, direcționează acțiunile viitoare, pentru escaladarea noilor culmi pe drumul ce duce la făurirea societății socialiste multilateral dezvoltate și la înaintarea spre comunism a României.

În acest context, Combinatul siderurgic — Hunedoara este continuatorul unei străvechi tradiții siderurgice existente pe aceste meleaguri din timpuri îndepărtate. Meșteșugul extragerii și prelucrării fierului a fost transmis și perfecționat din generație în generație de către daci și romani și apoi de către meșterii localnici în întreaga perioadă istorică de formare a poporului român.

Acest fapt este atestat de numeroasele unelte de fier descoperite în cetățile dacice din munții Orăștiei, de documentele epigrafice și urmele unor exploatări organizate din perioada dominației romane și de cuptorul cu cuvă din Valea Caselor de lîngă Ghelar (sec. IX).

Semnificativ este faptul că atît primele documente scrise privind mineritul și extragerea fierului, datînd din secolul XV, cît și documentele ulterioare evidențiază în mod pregnant existența în această zonă a Hunedoarei a numeroase ateliere de tip manufacturier, care asigurau, în mare măsură, necesarul de fier în Principatul Transilvaniei, ca și în Principatele Române de peste munți, ceea ce denotă totodată importanța acestei activități în formarea și întreținerea unității economice pe întreg teritoriul locuit de români.

Una din etapele importante ale dezvoltării siderurgiei hunedorene își are începutul pe la mijlocul secolului al XVIII-lea, cînd la Topliță a intrat în funcțiune un furnal care avea să dea un nou avînt producției de fier a atelierelor din zonă, cu deosebire prin adoptarea de noi procedee tehnologice de fabricație a fierului și oțelului, printre care afinarea fontei pe vetre închise. Mai tîrziu, baza tehnică a producției de fontă a fost dezvoltată prin intrarea în exploatare a unui nou furnal — în 1813 — la Govăjdie. Dar acest centru străvechi al comerțului cu fier și totodată centru administrativ pentru numeroasele ateliere existente în împrejurimi ajunge cu adevărat principalul producător de fontă din Transilvania odată cu construirea și punerea în funcțiune — la 12 iunie 1884 — a primului furnal din Hunedoara, ceea ce constituie de fapt actul de naștere a Uzinelor de la Hunedoara, care în decursul celor 100 de ani de existență vor cunoaște o dezvoltare continuă, devenind în anii socialismului unitate de bază a siderurgiei românești.

Creșterea continuă a rolului metalului în viața economică și rezultatele obținute în utilizarea fontei produse la Hunedoara, în special în cuptoare Martin, au determinat dezvoltarea pe mai departe a producției uzinelor, ajungînd să aibă pînă în anul 1918 cinci furnale. După primul război mondial, Uzinele de Fier — Hunedoara, odată cu trecerea în proprietatea statului român, înregistrează o sensibilă reducere a producției, cauzată de lipsa de interes — controlul producției siderurgice în România fiind deținut de capitalul particular.

În perioada premergătoare celui de-al doilea război mondial, centrul siderurgic din Hunedoara s-a dezvoltat, prin construirea în 1933 a turnătoriei — cu o capacitate de 10 000 t piese pe an — în 1936 a atelierului mecanic, în 1937 a atelierului

de construcții metalice, iar pentru valorificarea locală a fontei produse s-a construit în 1940 o oțelărie Martin și în 1941, un laminor reversibil pentru producția de semifabricate.

Înfăptuirea victorioasă a revoluției de eliberare socială și națională, antifascistă și antiimperialistă, a reprezentat un moment crucial în istoria Uzinelor de Fier din Hunedoara. 23 August 1944 este o dată care consemnează sfîrșitul unei epoci de contradicții, subdezvoltare, exploatare și începutul unei ere de dezvoltare impetuoasă, de afirmare plenară a potențialului tehnic și uman, în slujba înfloririi continue a economiei patriei noastre, pentru ridicarea bunăstării întregului popor.

Renașterea uzinei și dezvoltarea sa pînă la dimensiunile actualului combinat sînt marcate de punerea în funcțiune în 1952 a furnalului de 450m³, primul furnal modern din țară proiectat de specialiști români și realizat prin cooperarea întreprinderilor metalurgice din țară. Creșterea producției de fontă a fost realizată prin dotarea cu noi utilaje. Vechile furnale și-au încetat pe rînd activitatea, în locul lor construindu-se furnale moderne de capacități mărite. Astfel, în 1956 a intrat în funcțiune furnalul de 700 m³, iar în perioada 1962—1972 s-au construit trei furnale de cîte 1000 m³ capacitate fiecare.

Asigurarea combustibilului pentru furnale și a pregătirii încărcăturii metalice s-a realizat prin darea în exploatare a unei cocserii cu patru baterii, avînd o capacitate de 1 000 000 t/an, a două fabrici de aglomerare cu o capacitate totală de 4 mil. t aglomerat feros pe an, precum și a unei moderne stații de sortare și omogenizare a minereurilor.

Pentru ridicarea nivelului calitativ al producției și creșterea eficienței economice, au fost întreprinse cu forțe proprii numeroase studii și cercetări. Ca urmare, au fost introduse în producție rețete îmbunătățite, care au permis creșterea rezistenței cocsului și valorificarea superioară, într-o proporție mai mare, a cărbunelui cu slabe proprietăți de cocsificare din Valea Jiului.

Sporirea producției de oțel s-a făcut inițial prin mărirea capacității cuptoarelor existente și, ulterior, prin construirea de noi capacități de producere a oțelului Martin și electric. Capacitatea instalată constă din 13 cuptoare Martin, cu capacitate nominală de 90—400 t, și opt cuptoare electrice, din care două de cîte 100 t pe șarjă. Prelucrarea producției de oțel lingou, într-o gamă sortimentală în concordanță cu solicitările consumatorilor de metal, este asigurată de un complex de linii de laminoare, cuprinzînd capacități de fabricare a blumurilor și semifabricatelor, linii de laminare a profilelor grele, mijlocii și ușoare. Corespunzător au fost dimensionate unități proprii mecano-energetice, capabile să satisfacă funcționarea continuă a utilajelor de bază în condițiile promovării rapide a mecanizării și automatizării proceselor tehnologice și de muncă.

Dacă dezvoltarea producției de oțel s-a realizat în principal pe procedeul Martin, forța de creație a potențialului uman din combinat s-a concentrat spre perfecționarea constructivă și îmbunătățirea regimului termic al cuptoarelor, în condițiile specifice intensificării proceselor metalurgice cu ajutorul oxigenului, în plin proces de dezvoltare a capacităților de producție. Punerea în funcțiune a cuptoarelor electrice de mare capacitate a permis ca, odată cu creșterea cantitativă a producției de oțel, să se realizeze și saltul calitativ cerut de secretarul general al partidului, tovarășul Nicolae Ceaușescu, cu ocazia vizitelor de lucru efectuate pe platforma combinatului. În prezent, combinatul produce o largă gamă de oțeluri de calitate superioară, cum sînt : oțeluri pentru sape de foraj, pentru utilaj feroviar, rulmenți, autoturisme, camioane și tractoare, cazane de înaltă presiune, utilaj chimic, centrale nucleare energetice, pentru industria navală și aeronautică, pentru țevi din oțel inoxidabil și altele, în măsură să asigure, într-o proporție tot mai mare, cerințele crescînde ale ramurilor de vîrf din economie, precum și de export.

O atenție sporită a fost acordată valorificării superioare a resurselor de materii prime și materiale utilizate în procesul de producție, în principal pe seama obținerii unor produse cu valoare de întrebuințare tot mai ridicată. Peste 65% din producția de oțel și laminate o reprezintă, în acest an jubiliar, sortimentele de oțeluri aliate și de calitate. Ca urmare, nivelul mediu al tonei de oțel, în expresie valorică, produse la Hunedoara, a crescut față de ultimul an al cincinalului trecut cu 3,2%.

A crescut gradul de recuperare, recondiționare și refolosire a materiilor prime, materialelor și pieselor de schimb, ponderea acestora în consumuri reprezentînd în acest an o treime.

Progresele obținute în dezvoltarea și diversificarea producției, îmbunătățirea calității, introducerea tehnologiilor noi, perfecționarea organizării producției și a muncii,

economisirea resurselor materiale și bănești s-au reflectat sintetic în creșterea sistematică a eficienței economice a întregii activități a combinatului, în consens cu prevederile programului de dezvoltare economico-socială a țării.

Odată cu importantele cantități de metal livrate consumatorilor din țară și de peste hotare, în anii ce au trecut de la eliberarea patriei, dar mai ales în ultimele două decenii, Hunedoara a constituit o autentică școală la care s-au format numeroși siderurgiști și specialiști care au ridicat tehnica siderurgică la noi cote. Cadre de cocsari, furnaliști, oțelari, laminatori și alți specialiști, formate la focul nestins al Hunedoarei, participă cu experiența lor la fabricarea și modelarea metalului pe platformele siderurgice de la Galați, Tîrgoviște, Călărași, Călan, Zalău și altele.

Dezvoltarea impetuoasă a combinatului a atras după sine creșterea mai rapidă a orașului Hunedoara, unde numărul populației a ajuns de la cca 7 000 în anul 1948 la aproape 100 000 în prezent. Pentru oamenii muncii din Hunedoara — în majoritate componenți ai colectivului de muncă din combinat — s-au construit și pus la dispoziție 20 000 de apartamente, numeroase școli, spații comerciale, instituții medico-sanitare etc.

Aplicarea măsurilor elaborate din inițiativa secretarului general al partidului, tovarășul Nicolae Ceaușescu, pentru perfecționarea învățămîntului de toate gradele, se materializează la Hunedoara prin înființarea unor licee de specialitate (metalurgie, construcții etc.), precum și a unui institut de subingineri care funcționează pe lîngă prestigiosul Institut politehnic „Traian Vuia" din Timișoara.

Hunedoara modernă este astăzi — prin întreaga înfățișare, prin condițiile create de statul nostru — nu o așezare muncitorească provincială plasată la periferia vieții sociale, ci un puternic centru urban, care oferă locuitorilor săi, în majoritate siderurgiști, condiții pentru o viață materială și spirituală demnă de societatea noastră socialistă.

Centenarul Combinatului siderurgic — Hunedoara, care se sărbătorește în anul în care se va ține cel de al XIII-lea Congres al Partidului Comunist Român și se aniversează 40 de ani de la înfăptuirea revoluției de eliberare socială și națională, antifascistă și antiimperialistă, găsește întregul colectiv mobilizat într-un amplu program de preocupări, vizînd îmbunătățirea întregii activități economice, diversificarea producției cu accent pe creșterea ponderii oțelurilor de calitate, ridicarea generală a nivelului calitativ al producției de metal, reducerea costurilor de producție, mai ales prin reducerea consumului de cocs, metal, combustibil și energie, lărgirea și diversificarea activității de export.

În acest moment de evocare a drumului parcurs de combinat, față de acei oameni ai săi care ani la rînd, înălțînd coloșii de oțel, au zidit în metal și cîte o parte din ființa lor, înglobînd în fiecare tonă de metal produsă aspirațiile pentru mai mult și mai bine, avem datoria solemnă de a le aduce un omagiu pentru tot ce au realizat și ne-au transmis. Exprimăm pe această cale stima și recunoștința noastră tuturor acelora care au muncit și se străduiesc pentru dezvoltarea combinatului hunedorean.

Sărbătorind 100 de ani din momentul începerii modernizării producerii metalului pe meleagurile hunedorene, colectivul de muncă al Combinatului siderurgic — Hunedoara este ferm hotărît să-și intensifice eforturile pentru a realiza exemplar multiplele sarcini ce-i revin și pentru a întîmpina mărețele evenimente ce vor avea loc în cursul acestui an — cel de al XIII-lea Congres al Partidului Comunist Român și a 40-a aniversare a eliberării patriei — cu realizări de prestigiu, pe măsura grijii pe care partidul și statul nostru, personal tovarășul Nicolae Ceaușescu, o acordă siderurgiei românești.

METALURGIA 6
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA
1984

Ing. S. Faur

Orientări şi perspective în promovarea tehnologiilor de vîrf la Combinatul siderurgic Hunedoara

CZ: 669.1: 65.011.4

Datele de sinteză publicate în „Anuarul statistic 1981" permit evidenţierea creşterii globale a producţiei de oţel în cadrul unei structuri sortimentale comparabile cu structurile ţărilor puternic dezvoltate. Se promovează creşterea ponderii de oţel electric şi obţinut prin procedee care utilizează oxigenul gazos pentru accelerarea reacţiilor de oxidare (LD), în defavoarea procedeului Martin.

Participarea diferitelor procedee şi sortimente la constituirea producţiei de oţel din R.S.R. în anii 1965 şi, respectiv, 1980 este prezentată în tabelul 1.

Tabelul 1

Sortimentul	1965		1980		Creşterea
	Mii t	%	Mii t	%	
Total oţel	3 426	100	13 175	100	3,84
din care:					
— oţel Martin	3 144	91,76	4 832	36,67	1,53
— oţel electric	282	8,23	2 600	19,73	9,22
— oţel cu oxigen	—	0,00	5 743	43,59	—
Din total oţel:					
— oţel aliat	193	5,63	1 374	10,42	7,11
— carbon de calitate şi slab aliat	—	—	7 187	—	—

Trebuie reţinut că producţia de oţel Martin a crescut de la 3 144 la 4 832 mii t numai prin intensificarea proceselor cu ajutorul oxigenului, fără crearea de noi capacităţi.

Structura producţiei de oţel în funcţie de procedeul de elaborare, în anul 1980, este, după cum se aminteşte, în concordanţă cu tendinţele manifestate pe plan mondial, întrucît se constată, ca linie generală, dezvoltarea producţiei de oţel electric şi de convertizoare LD, în dauna celorlalte procedee, fapt ce rezultă şi din tabelul 2.

Se estimează că în continuare va creşte producţia de oţel electric şi LD, astfel încît în anul

Tabelul 2

Ţara	Cota de oţel el., %	Cota de oţel LD, %
Japonia	24,2	75,5
S.U.A.	24,5	61,2
R.F. Germania	19,9	78,4
Canada	24,4	55,2
R.S.R.	19,7	43,9

1999 oţelul electric să reprezinte cca 32% din producţia mondială, iar oţelul obţinut prin insuflare de oxigen să reprezinte cca 58%, oţelul Martin reprezentînd cca 10% din producţia mondială (fig. 1).

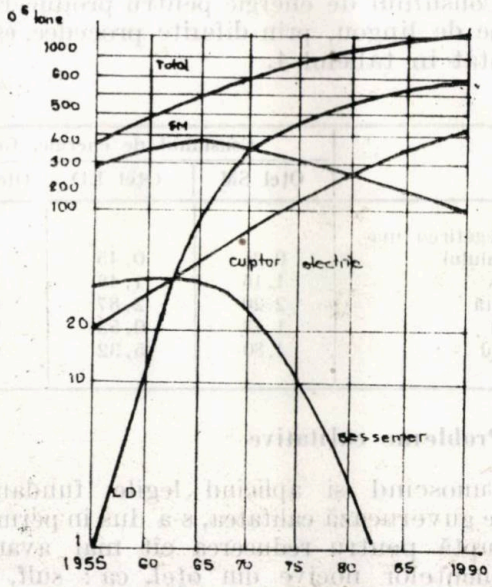


Fig. 1. Evoluţia producţiei de oţel pe plan mondial

Producţia Combinatului siderurgic — Hunedoara nu a cunoscut în ultimii 17 ani o dezvoltare cantitativă substanţială, avînd drept sarcină de bază creşterea calităţii şi a ponderii oţelurilor aliate. Pentru modernizarea şi creşterea

eficienței producției, s-au dezvoltat producția de oțeluri aliate, elaborate în cuptoarele electrice cu regim electric normal, producția de oțeluri aliate în cuptoarele Martin de 100 t, producția de oțeluri aliate, slab aliate și aliate în cuptoarele electrice de 100 t, cu regim de funcționare UHP.

Modificările de structură în producția de oțel a C.S. Hunedoara sînt reflectate de datele prezentate în tabelul 3 și corespund politicii promovate la nivel național.

Tabelul 3

Sortimentul	1965		1981		Creșterea
	Mii t	%	Mii t	%	
Total oțel	2 291	100	3 396	100	1,48
din care:					
— oțel Martin	2 220	96,9	3 041	85,47	1,36
— oțel electric	70	3,08	507	14,90	1,17
Din total oțel:					
— oțel aliat	91	3,97	355	10,45	3,89

Tendința manifestată pentru dezvoltarea cuptoarelor electrice se bazează, pe lîngă avantajele care rezultă din investiții, pe maleabilitate în conducerea procesului și la cota ridicată de fier vechi care poate fi utilizată. Consumul de energie pentru pregătirea încărcăturii metalice și pentru procesul de elaborare este mult mai redus în comparație cu cuptorul Martin (60 % fonte lichide) sau convertizorul (80 % fonte lichide).

Consumul de energie pentru producerea unei tone de lingou, prin diferite procedee, este prezentat în tabelul 4.

Tabelul 4

	Consumul de energie, Gcal		
	Oțel SM	Oțel LD	Oțel electric
Pregătirea materialului	0,35	0,45	0,025
Cocs	1,16	1,46	0,075
Fontă	2,20	2,87	0,100
Oțel	1,18	0,53	0,63
Total	4,80	5,32	0,83

Probleme calitative

Cunoscînd și aplicînd legile fundamentale care guvernează calitatea, s-a dus în permanență o luptă pentru reducerea cît mai avansată a elementelor nocive din oțel, ca: sulf, fosfor, hidrogen, oxigen etc.

Figura 2 reprezintă sugestiv evoluția conținutului elementelor reziduale din oțel în ultimii 120 de ani și tendința de viitor.

Se consideră că un oțel de calitate trebuie să conțină maximum 1 ppm H_2; 10 ppm O_2; 20 ppm S și 20 ppm P.

Susținerea nivelului de impurități prezentat se justifică prin următoarele influențe negative:

— hidrogenul în cantitate de peste 1 ppm duce la tendința oțelurilor de formare a fulgilor;

— oxigenul este constituentul de bază al incluziunilor oxidice, amorse de fisuri la încercările de rezistență la oboseală;

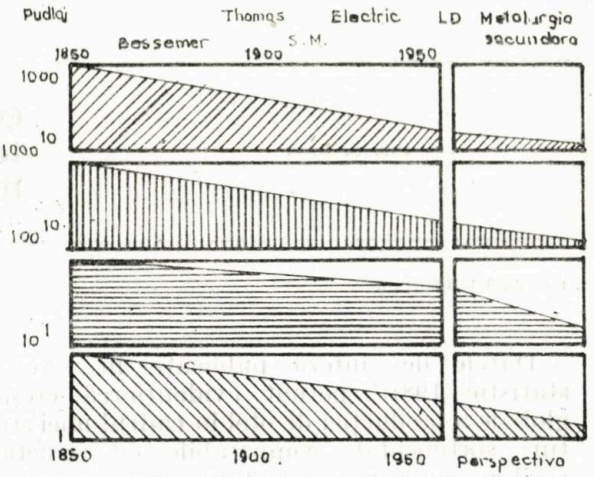


Fig. 2. Evoluția elementelor reziduale nocive din oțel: fosfor; sulf; oxigen; hidrogen, ppm

— sulful, prin incluziunile sulfidice pe care le formează, deformabile în procesul de laminare, duce la diminuarea izotropiei caracteristicilor mecanice, în special a rezistenței la șoc (reziliență);

— fosforul influențează negativ fragilitatea la rece.

În afara nivelurilor de compoziție chimică impuse oțelurilor, alte criterii principale de apreciere a calității unui lot de produse laminate sau forjate sînt cele al constanței în timp a compoziției chimice și al reducerii ecartului compoziției în cadrul aceleiași șarje prin reducerea gradului de segregare.

Pentru rezolvarea tehnologică a problemelor enunțate, s-au dezvoltat o serie de procedee de tratament al oțelului lichid în afara cuptorului (metalurgie secundară), care să permită:

— desulfurarea avansată, ca urmare a creșterii constantei de repartiție L_S $\left(L_S = \frac{(S)}{[S]}\right)$ și a reacției directe dintre elementele avide de sulf (M) și sulf:

$$[S] + M = MS;$$

— eliminarea hidrogenului prin tratament în vid sau barbotare, ca urmare a faptului că nivelul acestuia în oțel este direct proporțional cu presiunea parțială (P_{H_2}) în faza gazoasă:

$$H = 24{,}47\sqrt{P_{H_2\ ppm}};$$

— reducerea conținutului de oxigen prin tratament în vid, ca urmare a scăderii presiunii parțiale a oxidului de carbon:

$$[0] = \frac{P_{CO}}{K\,[\%C]};$$

— reducerea gradului de segregare zonală și dendritică a elementelor prin retopirea electrică sub zgură (REZ), ca urmare a solidificării în volume mici, cu viteze ridicate de solidificare.

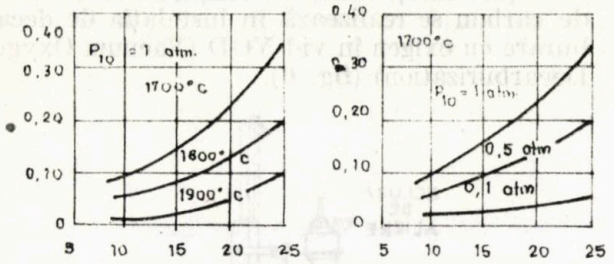


Fig. 3. Variația echilibrului Cr—C în funcție de temperatură și de presiune: carbon, %; crom, %

O problemă calitativă cu arie de aplicare restrînsă la oțelurile inoxidabile este aceea a decarburării avansate pînă la concentrații de carbon de max. 0,03 % în prezența a min. 16 % Cr.

Din studiile efectuate a rezultat că scăderea conținutului de carbon la nivelul max. de 0,03 %C este posibilă numai prin decarburare în vid sau alte procedee care conduc la scăderea presiunii parțiale a oxidului de carbon (fig. 3).

De exemplu, pentru o baie cu 18 % Cr conținuturile de carbon în echilibru sînt redate în tabelul 5.

Tabelul 5

Temperatura, °C	%, C	
	P_{CO} — 1, torr	P_{CO} — 1, atm
1 600	0,64	0,077
1 700	0,27	0,035
1 800	0,14	0,018

Pentru rezolvarea problemelor enunțate, s-au dezvoltat procedee de tratare în afara cuptorului, care permit obținerea următoarelor îmbunătățiri calitative:

Procedeul	*Scopul tehnologic*
— Barbotarea în oală cu gaze inerte	— Reducerea conținutului de gaze, incluziuni nemetalice, omogenizarea chimică și termică a oțelului în oala de turnare după evacuare
— Tratarea în vid prin recircularea oțelului din oala de turnare (RH)	— Reducerea conținutului de gaze din oțel, decarburare în vid, reducerea conținutului de incluziuni nemetalice
— Decarburarea în vid și degazarea oțelurilor carbon și inoxidabile cu conținut foarte scăzut de carbon (VOD)	— Decarburarea și dezoxidarea în vid a oțelurilor de tip Armco și inoxidabile, utilizarea în proporție ridicată a ferocromului cu conținut ridicat de carbon la elaborarea oțelurilor inoxidabile
— Dezoxidare cu carbon în vid și degazare cu aport de căldură a oțelurilor de înaltă puritate (VAD)	— Reducerea conținutului de gaze, reducerea conținutului de incluziuni nemetalice și sulf, realizarea unor ecarturi mici ale compoziției chimice, reglarea în limite strînse a temperaturii de turnare în scopul reducerii gradului de segregare dendritică și zonală
— Insuflarea de pulberi în baia metalică	— Reglarea conținutului de carbon, reducerea conținutului de sulf din oțel
— Retopirea electrică sub zgură (REZ)	— Creșterea omogenității chimice a lingoului, creșterea purității microscopice, reducerea conținutului de sulf
— Protecția jetului de turnare cu gaze inerte	— Reducerea oxidării secundare a oțelului tratat în vid

Instalaţii de tratament în afara cuptorului. Rezultate obţinute

Avînd în vedere necesitatea producerii de oţeluri cu condiţii foarte variate privind calitatea metalurgică, dezvoltarea capacităţilor de tratament în afara cuptorului s-a făcut în aşa fel încît să se poată obţine toate variantele posibile de creştere a calităţii prin barbotarea în oală la presiunea atmosferică, tratament în vid (RH, VOD, VAD), retopire electrică (REZ), insuflare de pulberi etc.

Prin barbotarea cu gaze inerte se realizează omogenitatea termică, omogenitatea chimică, reducerea conţinutului de gaze şi incluziuni nemetalice.

Procedeul cel mai eficient este acela al insuflării prin dopuri poroase plasate pe fundul oalei de turnare. Prin aplicarea procedeului de insuflare prin dop poros timp de 4—10 min, se obţine o reducere a conţinutului de hidrogen cu 30—40% şi a conţinutului de oxigen cu cca 20%.

Tratarea în vid prin recirculare (RH) se realizează într-o instalaţie prezentată schematic în figura 4.

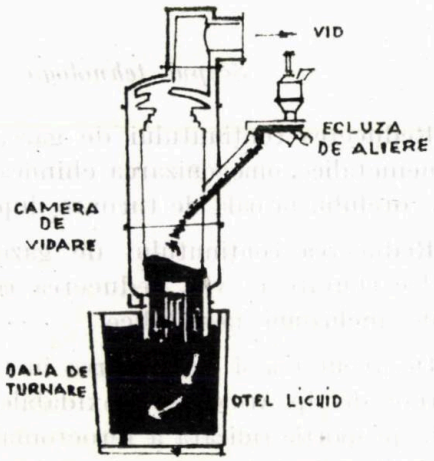


Fig. 4. Instalaţie de vidare prin recirculare (RH)

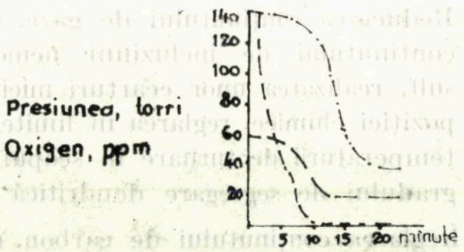


Fig. 5. Variaţia conţinutului de oxigen în timpul degazării: —.—.—.— oxigen total; — — — — oxigen în soluţie; ——————— presiunea

Variaţia conţinutului de oxigen la tratarea unui oţel de îmbunătăţire (fig. 5) demonstrează avantajele pe care le oferă acest procedeu de mare productivitate, ţinînd seamă de faptul că un tratament în instalaţia RH nu depăşeşte în general 24 min. Se menţionează că tratamentul în instalaţia tip RH duce la scăderea conţinutului de oxigen prin reacţia carbonului cu oxigenul dizolvat în baie fără aport de oxigen prin insuflare. Scăderea conţinutului de carbon este limitată la conţinutul de oxigen dizolvat, ceea ce face ca practic în timpul procesului de degazare să nu aibă loc reacţii avansate de decarburare, desulfurare sau defosforare.

Obţinerea oţelurilor cu conţinut foarte scăzut de carbon se realizează în instalaţia de decarburare cu oxigen în vid VOD (Vacuum Oxygen Decarburization) (fig. 6).

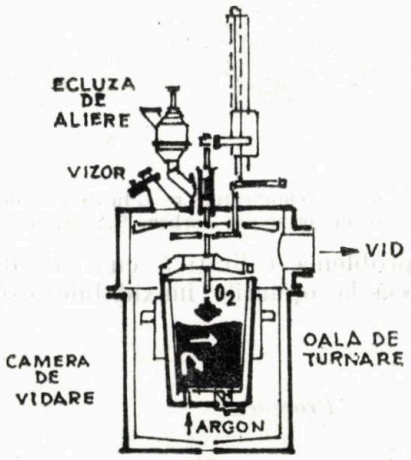


Fig. 6. Instalaţie de decarburare în vid (VOD)

Avînd în vedere adîncimea mare a băii de oţel din oală, pentru realizarea omogenizării şi a descoperirii suprafeţei la contactul cu jetul de oxigen, în procesul de decarburare şi degazare se practică insuflarea de argon printr-un dop poros plasat în fundul oalei.

Diagrama standard pentru elaborarea unui oţel inoxidabil din clasa „*L*" cu conţinut de carbon de max. 0,03% C este prezentată în figura 7.

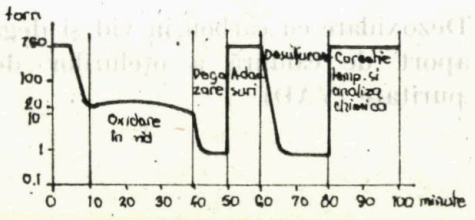


Fig. 7. Diagrama de tratament în vid a unui oţel inoxidabil cu max. 0,03%C

Performanţele obţinute la elaborarea oţelurilor inoxidabile austenitice sînt :

— 100 % din şarje se încadrează în max. 0,03% C;

— 98% din şarje se încadrează în max. 0,02% C;

— 95% din şarje se încadrează în max. 0,015% C;

— conţinutul de sulf final este de 0,004—0,008% S;

— conţinutul final de O_2 este de max. 100 ppm.

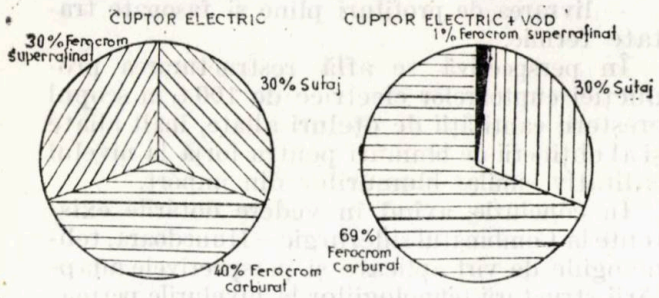


Fig. 8. Variaţia proporţiei de ferocrom la şarjele din oţel inoxidabil cu şi fără tratament în vid

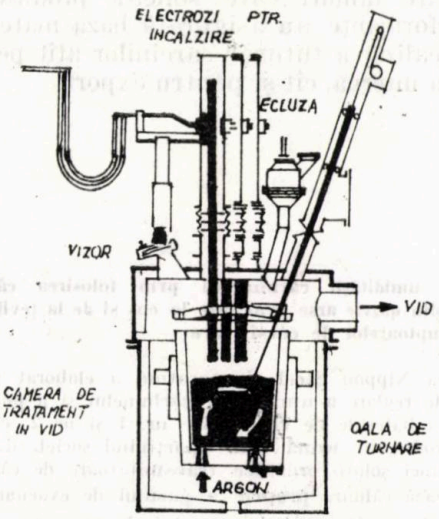


Fig. 9. Instalaţie de tratament în vid cu aport de căldură (VAD)

Pentru elaborarea oţelurilor de cementare şi îmbunătăţire destinate construcţiei de maşini, obiectivelor nucleare, industriei aeronautice, a oţelurilor pentru rulmenţi şi în general a oţelurilor de înaltă puritate chimică şi microscopică, se utilizează instalaţia de tratare în vid cu aport de căldură VAD (Vacuum Arc Degasing) (fig. 9). Prin caracterul procesului este posibilă realizarea unor şarje cu conţinuturi foarte restrînse privind analiza chimică, întrucît oţelul poate suferi operaţii de încălzire în scopul asigurării timpului necesar operaţiilor de corectare a compoziţiei chimice.

Din diagrama standard pentru elaborarea oţelurilor în instalaţia VAD, prezentată în figura 10, se remarcă nivelurile scăzute de elemente nocive la care se ajunge şi, implicit, înaltul nivel calitativ realizat pentru oţelul elaborat.

Obţinerea lingourilor cu conţinut scăzut de sulf şi incluziuni nemetalice microscopice cu grad scăzut de segregaţie dendritică şi zonală este posibilă prin retopirea electrică sub zgură (REZ). Datorită scăderii în general a gradului de segregare, produsele obţinute din lingouri REZ prezintă o izotropie ridicată şi caracteristici mecanice uniforme pe toată secţiunea produselor laminate sau forjate.

La retopirea lingourilor de forjă se obţine o restrîngere a ecartului elementelor de aliere şi a elementelor reziduale, ca urmare a segregaţiei în limitele prezentate în tabelul 6.

Indicii calitativi care reflectă îmbunătăţirile realizate prin retopire sînt prezentaţi în tabelul 7.

Prin tehnologiile de vîrf, care pot fi aplicate la Combinatul siderurgic—Hunedoara, şi rezultatele obţinute, se consideră că siderurgia din

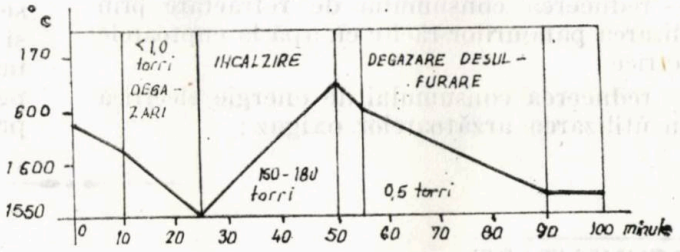


Fig. 10. Variaţia temperaturii unui oţel la tratamentul în vid (VAD)

Tabelul 6

Elementul	Lingou convenţional	Lingou REZ
C, %	0,10	0,03
Mn, %	0,11	0,03
Cr, %	0,17	0,05
Ni, %	0,24	0,07
S, %	0,008	0,003
P, %	0,007	0,003
O, ppm	100	20

Tabelul 7

Parametrul calitativ	Înainte de retopire	După retopire
Conţinutul de O_2, ppm	100	25
Conţinutul de N_2, ppm	40	90
KCUL, KCUT, kgfm/cm² pentru:		
— 10 MoCrNi 13	2,3	1,6
— 34 MoCrNi 15	1,5	1,0
Conţinutul de incluziuni nemetalice		
Total, % volum pentru marca 13 CrNi 35	0,0262	0,0102
din care:		
— oxizi	0,0202	0,0098
— sulfuri	0,0045	0,0003
— nitruri	0,0015	0,0001

R. S. România a realizat un mare progres în sensul creşterii prestigiului produselor româneşti pe plan intern şi extern.

În continuare, sînt înscrise în preocupările colectivului hunedorean o serie de probleme care vizează atît creşterea producţiei metalurgice, cît şi reducerea consumurilor de materii prime, materiale şi energie.

Dintre problemele care se află în atenţia specialiştilor se amintesc :

— scăderea conţinutului de sulf din oţelurile elaborate cu o singură zgură, prin insuflarea de pulberi ;

— metode îmbunătăţite de introducere a aluminiului în oţelul lichid, în scopul creşterii gradului de asimilare şi al reducerii intervalului în care se plasează conţinutul final de aluminiu ;

— reducerea consumului de refractare prin utilizarea panourilor răcite cu apă la cuptoarele electrice ;

— reducerea consumului de energie electrică prin utilizarea arzătoarelor oxigaz ;

— creşterea omogenităţii chimice şi termice la oţelul Martin prin extinderea barbotării cu gaze inerte ;

— extinderea conducerii automate a procesului de elaborare la cuptoarele electrice cu regim UHP, utilizînd tehnica de calcul electronic ;

— livrarea de profiluri pline şi fasonate tratate termic.

În perspectivă se află restructurarea producţiei cuptoarelor electrice de 100 t, în scopul creşterii cantităţii de oţeluri aliate, înalt aliate şi al obţinerii de blumuri pentru forjă la nivelul calitativ similar blumurilor din import.

În concluzie, avînd în vedere dotările existente la Combinatul siderurgic — Hunedoara, tehnologiile de vîrf aplicate şi perspectivele adaptării structurii tehnologiilor la nivelurile permanent îmbunătăţite privind calitatea producţiei, se consideră că industria constructoare de maşini şi celelalte ramuri care solicită produse de mari performanţe au asigurată baza materială pentru realizarea tuturor sarcinilor atît pentru producţia internă, cît şi pentru export.

DOCUMENTARE

Societatea Kobe Steel preia controlul societăţii Midrex

Societatea Kobe Steel a preluat de la societatea Korf Industries cea mai mare parte a societăţii Midrex. Este pentru prima dată că un grup japonez preia controlul unei mari societăţi americane de inginerie.

Societatea Midrex este cunoscută pentru procedeul său de reducere directă a minereului de fier, utilizat în 42 uzine a căror capacitate globală de producţie depăşeşte 17 mil. t, adică mai mult de jumătate din capacitatea mondială, inclusiv uzinele în curs de construcţie.

(În: *Revue de Métallurgie— C.I.T., Franţa, 1983, nr. 10, p. 827*)

Două instalaţii de reducere directă puse în funcţiune de Societatea Lurgi

Societatea Lurgi Chemie und Hüttentechnik GmbH (R.F.G.) a livrat şi a dat în funcţiune două instalaţii de reducere cu gaz a minereului de fier, pe baza procedeului Midrex a cărui licenţă o posedă:

— prima, la oţelăria Warri a societăţii Delta Steel Company Limited de la Aladja (Nigeria);

— a doua, la uzina Hadeed a societăţii Saudi Iron and Steel Company de la Al Jubail (Arabia Saudită). Fiecare instalaţie este formată din două module identice. Instalaţia din Nigeria are o capacitate totală de 1 020 000 t burete de fier anual, iar instalaţia din Arabia Saudită, de 800 mii t/an.

În ambele cazuri, primele module au fost date în funcţiune în anul 1982. Încercările prevăzute prin contract, efectuate pe aceste instalaţii, fiind satisfăcătoare, celelalte module au fost puse în funcţiune cu succes în cursul lunii martie 1983.

(În: *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, 1983, nr. 10, p. 827*)

Reglarea umidităţii cărbunelui prin folosirea căldurii recuperate din gazele arse evacuate la coş şi de la ţevile suitoare ale cuptoarelor de cocsificare

Societatea Nippon Steel Corporation a elaborat prima instalaţie de reglare a umidităţii cărbunelui şi a pus-o în funcţiune la bateriile de cocsificare nr. 1 şi nr. 2, cu cîte 78 de cuptoare, din uzina Oita aparţinînd societăţii. Prin utilizarea unei soluţii organice transmiţătoare de căldură, se recuperează căldura proprie a gazului de evacuare din cuptoarele de cocsificare prin canalul de fum spre coş şi în mod adecvat se recuperează căldura proprie a gazelor brute la ieşirea din cuptoarele de cocsificare la nivelul ţevilor suitoare.

Conţinutul de umiditate (7 pînă la 11%) a şarjei se reduce pînă la 5%, prin utilizarea în uscător a energiei calorice recuperate. Soluţia organică transmiţătoare de căldură se reintroduce în circuit. Această instalaţie se reglează automat printr-un sistem de monitoare, care sînt cuplate cu calculatorul centralei de comandă.

Rezultatele scontate din momentul punerii în funcţiune a noului echipament se apreciază a duce la creşterea productivităţii cu cca 10%, datorită unei densităţi mai mari a şarjei în camera de cocsificare şi unei durate mai scurte a cocsificării; la scăderea consumului de gaze de ardere cu aproximativ 15%; la creşterea calităţii cocsului şi funcţionarea stabilă a furnalului la fabricarea fontei, ca şi la prelungirea vieţii bateriilor de cocsificare datorită unei funcţionări mai stabile a cuptoarelor de cocsificare.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 5, 1984, p. 234*)

Ing. M. Penescu

Căi de îmbunătățire a oțelului pentru cord metalic

CZ: 669.14 : 622.333

Creşterea pe plan naţional şi mondial a producţiei de autovehicule şi tractoare a impus, în scopul reducerii consumului de cauciuc, însuşirea fabricaţiei anvelopelor şi a altor produse cu inserţie metalică, eliminînd astfel utilizarea inserţiei textile.

Pentru asigurarea unei fiabilităţi ridicate privind rezistenţa la oboseală, tehnologia producerii cordului metalic pentru inserţie impune utilizarea unor oţeluri cu condiţii metalografice, de puritate microscopică şi de puritate chimică deosebite, reflectate în următoarele condiţii tehnice : max. 0,07 % Cr ; max. 0,10 % Cu ; max. 0,10 % Ni ; urme Al ; max. 0,30 % Cu + Mo + + Cr + Ni + Sn ; 2—5 granulaţia austenitică ereditară de punctaj.

Puritatea microscopică, determinată conform normelor ASTM, reprezintă valori ridicate, comparabile cu puritatea obţinută la oţelurile pentru rulmenţi tratate în vid, şi anume :

— punctaj maxim 1,5 pentru toate tipurile de incluziuni la seria groasă ;

— punctaje cuprinse între 1,5—2,5 pentru seria subţire la incluziunile tip *A*, *B*, *C* sau *D*.

În afara condiţiilor severe prezentate mai sus, oţelul pentru cord metalic se caracterizează şi printr-o restrîngere a compoziţiei chimice de :

— 0,05 % pentru elementul carbon (0,69—0,74 %) ;

— 0,12 % pentru elementul mangan (0,58—0,70 %).

Se menţionează că pentru oţelurile aliate superioare, elaborate în cuptoarele electrice la conţinuturi de carbon de peste 0,50 %, ecartul pentru elementul carbon este de 0,10 %, iar pentru elementul mangan, de 0,30 %.

Condiţiile tehnice impuse pentru oţelul destinat fabricării cordului metalic au condus la desfăşurarea unor ample lucrări de cercetare, care să fixeze agregatul şi tehnologia de elaborare-turnare.

Se menţionează că, pe plan mondial, obţinerea oţelului pentru cord metalic se realizează prin procedee speciale care implică :

— elaborarea în sistem duplex din minereuri selectate ;

— elaborarea în cuptoare electrice cu încărcătură din burete de fier ;

— tratamentul în vid etc.

Procedeele menţionate nu sînt specifice producţiei de oţeluri de la Combinatul siderurgic — Hunedoara, ceea ce a impus concentrarea tuturor eforturilor pe linie de concepţie pentru determinarea fluxului optim, prin care să se obţină performanţele calitative solicitate. În mod practic, s-a căutat substituirea unor eforturi materiale de investiţii prin inteligenţă creatoare.

Încercările au început prin elaborarea în cuptoarele electrice. Rezultatele au fost nesatisfăcătoare, întrucît încărcătura metalică (fierul vechi) conţine cupru şi crom în concentraţii mai ridicate decît limitele maxime admise.

S-a fixat ca agregat de elaborare cuptorul Martin, la care, chiar în condiţiile utilizării fontei lichide în proporţie de peste 50 % din încărcătura metalică, este necesară o selecţie a şarjelor destinate cordului, în funcţie de analiza chimică la topire şi de gradul de segregare a carbonului în procesul de afinare.

O problemă tehnologică de bază o constituie modul de dezoxidare a oţelului, ţinînd seamă de faptul că :

— nu este posibilă o calmare cu aluminiu pentru a evita formarea granulaţiei austenitice fine ;

— nu este posibilă utilizarea calciului pentru calmare, întrucît se imprimă un caracter bazic oţelului turnat, favorabil creşterii dimensiunilor incluziunilor de tip *D* (globulare). Avînd în vedere diametrul final al sîrmei pentru cord metalic, care variază între 0,175 şi 0,25 mm, rezultă că o incluziune nedeformabilă de diametru admis în norme pentru oţelurile aliate (~ 53 μm) va produce în mod cert ruperea firului la operaţiile finale de tragere sau în exploatare.

Sintetizînd posibilităţile de realizare a şarjelor pentru cord metalic, în concordanţă cu condiţiile tehnice impuse, s-a fixat următorul flux care asigură un nivel ridicat atît din punct de vedere metodologic, cît şi al selecţiei loturilor care se încadrează în analiza chimică prescrisă :

— elaborarea se face în cuptoare Martin de 400 t din şarje selecţionate în funcţie de conţinutul de elemente reziduale la topire ;

— pentru scăderea conţinutului de oxigen şi creşterea purităţii microscopice, dezoxidarea se realizează în cuptor prin aluminiu imersat (cca 0,8 kg/t) şi se continuă în oala de turnare prin adaos de ferosiliciu ;

— analiza chimică finală se determină pe fiecare pod de turnare, clasîndu-se la marcă numai podurile corespunzătoare ;

— laminarea lingourilor în ţagle de 80 × 80 mm se face pe fluxul laminor bluming 1300 mm — laminor semifabricate I ;

— după debitare, ţaglele provenite din piciorul lingoului şi din capul lingoului, care prezintă o puternică segregaţie pozitivă şi negativă, sînt încadrate la mărci corespunzătoare pentru sîrmele dure (C 65 şi C 70);

— ţaglele destinate laminării sîrmei pentru cord se încarcă pe şarje compacte la laminorul de sîrmă nr. 3, după ce în prealabil s-a făcut un un control prin scînteie pentru evitarea amestecurilor;

— controlul final al loturilor de sîrmă constă în verificări ale compoziţiei chimice, caracteristicilor metalografice, dimensiunii, aspectului.

Rezultatele obţinute în ultimii doi ani sînt satisfăcătoare şi au permis înlocuirea importului de sîrmă.

Efectul economic al producerii sîrmei la C. S. Hunedoara este multiplu, concretizîndu-se atît în contribuţia substanţială la reducerea efortului valutar prin eliminarea, cît şi în creşterea valorii produselor livrate cu peste 50 mil. lei.

Analiza statistică a principalilor parametri calitativi obţinuţi denotă o stabilizare a fluxului de fabricaţie concretizat prin valorile din tabelele 1 şi 2.

Rezultatele prelucrării statistice scot în evidenţă următoarele aspecte:

— conţinutul de carbon în oţelul lichid a variat între 0,67 şi 0,76 %, iar în produs, între

Tabelul 1

Compoziţia chimică la oală

Parametrii statistici / Elementul	X	X_c	Mo	S	Cv
C, %	0,71	0,715	0,725	0,021	2,95
Mn, %	0,615	0,625	0,615	0,038	6,20
Si, %	0,236	0,250	0,233	0,043	18,30
S, %	0,026	0,0265	0,026	0,043	16,53
P, %	0,0194	0,018	0,0197	0,0042	31,60
Cr, %	0,05	0,055	0,065	0,0095	18,8
Ni, %	0,052	0,065	0,061	0,0130	25,0
Cu, %	0,071	0,065	0,053	0,017	23,9

Tabelul 2

Compoziţia chimică pe produs

Parametrii statistici / Elementul	X	X_c	Mo	S	Cv
C, %	0,720	0,720	0,720	0,028	3,88
Mn, %	0,657	0,655	0,651	0,192	29,22
S, %	0,023	0,025	0,026	0,0045	19,56

0,65 şi 0,70 %, punîndu-se în evidenţă fenomenul de segregaţie semnalat la lingourile mari;

— din cauza procesului greu de urmărire a decarburării în domeniile 0,60—0,80 % C, nu s-a reuşit a se realiza întotdeauna şarje cu ecart mai restrîns de carbon;

— conţinutul de mangan a variat între 0,60 şi 0,74 %;

— variaţiile semnalate la conţinutul de mangan pun în evidenţă probleme încă nerezolvate în tehnologia de adaos a feromanganului;

— gradul de împrăştiere de 0,15—0,35 % Si atestă încă o instabilitate privind gradul de oxidare a oţelului la evacuare.

Referitor la celelalte caracteristici impuse sîrmei pentru cord metalic, se precizează următoarele:

— la încercarea de refulare, care se efectuează pe probe luate din fiecare colac, s-au respins la recepţie cca 5 % din colacii analizaţi;

— tehnologia de predezoxidare cu aluminiu în cuptor asigură încadrarea punctajului grăuntelui austenitic în limitele 2—5;

— puritatea microscopică este în general corespunzătoare, avînd cazuri accidentale de depăşire a punctajului admis (1,5) la incluziunile de tip D;

— este posibilă o creştere a rezistenţei la rupere, prin finisarea structurii perlitei (sorbitizare), acţionînd asupra vitezei de răcire din domeniul austenitic pînă la temperatura cu care sîrma este preluată de spiralizator.

În tabelul 3 se prezintă, pe baza prelucrării unui număr mare de date, influenţa condiţiilor de răcire după laminare asupra rezistenţei la rupere (R_m).

Tabelul 3

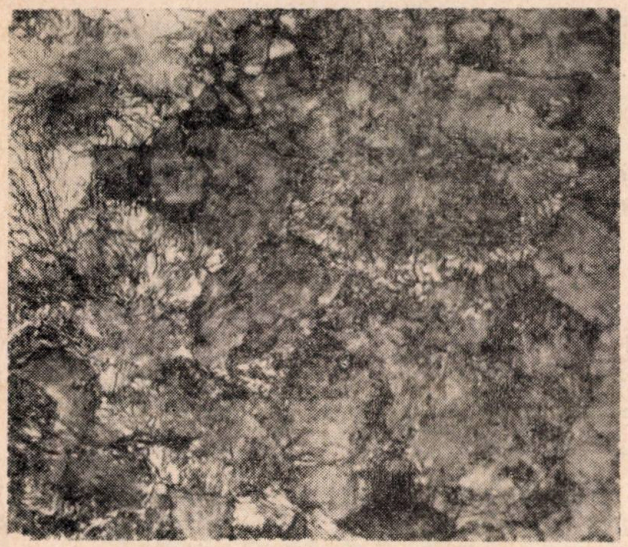
Rezistenţa la rupere (R_m)

Parametrii statistici / Caracteristici	X	X_c	Mo	S	Cv
R_m (daN/mm²) fără răcire	97	96,5	95,5	2,019	2,08
R_m (daN/mm²) răcit la 850°C	97,96	88,0	99,68	2,578	2,63
R_m (daN/mm²) răcit la 750°C	102,0	103,0	103,5	1,916	1,87

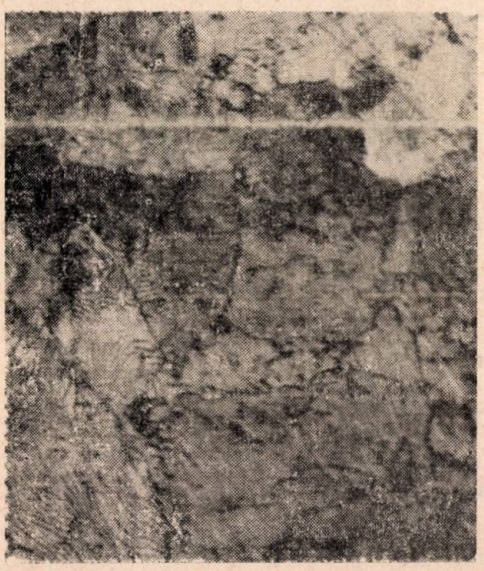
Microstructurile obţinute pe sîrma cu diametrul de 6 mm în variantele de răcire prezentate sînt cuprinse în figurile 1, *a—c*. Este evidentă creşterea gradului de finisare a structurii la creşterea vitezei de răcire, rezultat care se poate interpreta luînd în considerare curbele de transformare la răcirea austenitei instabile (fig. 2) şi temperatura punctelor de transformare (tab. 4).

La creşterea vitezei de răcire, cantitatea de ferită proeutectoidă separată scade şi, în mod implicit, creşte rezistenţa la rupere prin creşterea cantităţii de constituent perlitic (sorbită).

a



b



c

Fig. 1, *a-c*. Microstructura oţelului prelevat din sîrma de 6 mm, în funcţie de condiţiile de răcire după laminare

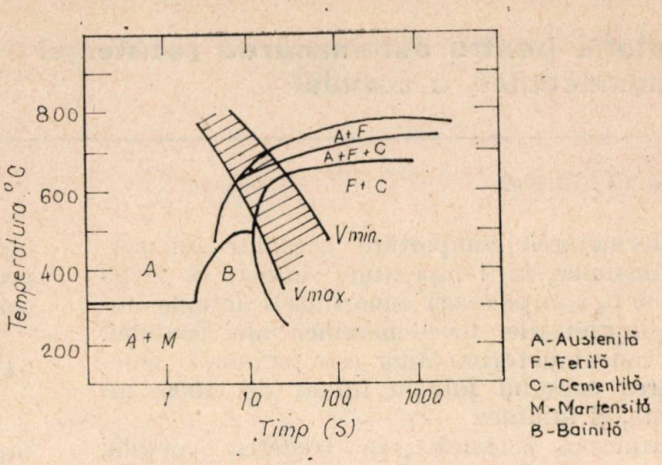


Fig. 2. Diagrama de transformare a oţelului pentru cord metalic

Tabelul 4

Temperatura punctelor de transformare

Şarja	Temperatura, °C			
	A_{c1}	A_{c3}	A_{r3}	A_{r1}
A	690	740	665	630
B	700	730	665	630
C	690	735	660	640
D	700	730	665	630
E	705	735	660	630

Se menţionează că, în timp ce la perlita lamelară grosimea lamelelor de ferită şi cementită este de 0,5—1,0 μm, la sorbită grosimea lamelelor nu depăşeşte 0,2 μm, ceea ce asigură un grad ridicat de finisare a amestecului eutectoid ferită + cementită.

Domeniul optim al vitezelor de răcire trebuie astfel ales încît să asigure separarea unei cantităţi cît mai reduse de ferită proeutectoidă, dar în acelaşi timp să nu conducă la formarea structurilor dure, intermediare, de tip bainitic.

La C. S. Hunedoara se studiază posibilitatea extinderii metodelor de răcire dirijată la toate laminoarele de sîrmă, în scopul livrării de produse finite cu microstructuri prestabilite.

Se apreciază că preocupările pentru realizarea pe agregatele convenţionale existente a unui oţel de performanţa oţelului pentru cord metalic şi finalizarea în mod eficient a problemei constituie unul din rezultatele de prestigiu ale colectivului hunedorean.

Prin măsurile care se iau în continuare pentru creşterea gradului de omogenitate chimică, a gradului de dezoxidare şi a dirijării proceselor de turnare-solidificare, în sensul reducerii impurificării cu incluziuni nemetalice, se vor pune la dispoziţia economiei naţionale noi cantităţi de oţel cu performanţe îmbunătăţite, care să contribuie la menţinerea şi creşterea prestigiului produselor industriei româneşti pe plan intern şi extern.

Instalație pentru determinarea rezistenței termomecanice a cocsului

Ing. Șt. Forizs,
ing. Margareta Mazur
și tehn. T. Mareu

CZ: 662.741.3 : 539.42

Determinarea comportării cocsului sub sarcini dinamice, la temperaturi ridicate de 1 200 — 1800°C, completează cunoștințele actuale despre proprietățile fizico-mecanice ale cocsului.

În cadrul determinărilor este simulată comportarea cocsului într-un furnal de 1000 m^3 și peste, și anume :

— tratarea termică prin trecerea cocsului printr-o zonă de reducere și gazificare la temperatura de 900—1 100°C ;

— trecerea cocsului printr-o zonă de combustie de 1 200—1 800°C ;

— prelucrarea dinamică a cocsului incandescent, într-o tobă din material refractar, la 100 sau 500 ture (brevet nr. 78914 din 19.12.1981).

Schema instalației cu cuptor (*1*), tobă refractară (*2*) și ciur mecanizat (*3*) este redată în figura 1.

În continuare se redau principalele rezultate obținute prin aplicarea acestei metode de apreciere a comportării cocsului la temperaturi ridicate.

Încercările respective s-au efectuat avînd următoarele obiective :

— aprecierea comportării cocsului în furnal, care pînă în prezent nu s-a realizat prin metodele existente ;

— stabilirea unei legături mai strînse între variația calității materiei prime și calitatea cocsului ;

— stabilirea legăturii reale între calitatea materiei prime, microstructura cocsului rezultată din particularitățile materiei prime și comportarea cocsului în furnal.

Ca primă măsură, s-a determinat influența directă a rezistenței termomecanice asupra consumului specific de cocs, concomitent cu influența metodelor uzuale de determinare a proprietăților mecanice la rece.

În tabelul 1 se redau ecuațiile de regresie și coeficienții de corelație a consumului specific de cocs, în funcție de rezistența la rece și rezistența termomecanică la diferite turații ale tobei și în funcție de fracția + 60 mm din cocs.

Din tabel rezultă că rezistența și roaderea termomecanică la 500 ture exprimă comportarea cocsului în furnal.

În figurile 2 și 3 se redă această variație.

Pentru a determina ponderea de influență a diferiților factori asupra consumului specific de cocs, s-au efectuat corelații liniare multiple (tab. 2), care au arătat că influența rezistenței termomecanice la 500 ture asupra mersului furnalului și consumului specific de cocs este predominantă față de proprietățile fizico-mecanice la rece (92,19 %).

Ponderea de influență scade la nivel de 51 — 54 %, dar rămîne hotărîtoare pentru rezistența

Tabelul 1

Dependența consumului specific de cocs corectat, de caracteristicile fizico-mecanice ale cocsului

Consumul specific de cocs corectat în funcție de:			
Variabila independenței, %	Coeficienții ecuației de regresie		Coeficientul de corelație
	a_a	a_1	
M_{40}	474,83	0,84	0,235
M_{10}	514,80	3,59	0,198
M_{10}^{TM}	501,77	0,55	0,114
M_{10}^{TM}	498,87	3,42	0,271
I_{20}	723,12	−2,39	0,305
I_{10}	488,69	2,54	0,332
I_{10}^{TM}	930,50	−5,54	0,619
I_{10}^{TM}	384,63	6,39	0,597
$Fr(+60)$	521,77	0,39	0,167

Tabelul 2

Dependența consumului specific de cocs corectat, de caracteristicile acestuia

Variabila		Coeficienții ecuației de regresie		Ponderea de influență	Coeficientul de corelație
Denumirea	Simbol	Simbol	Valoare		
Consumul specific de cocs	C_{sp}, kg/tf	a_0	909,32		0,625
Rezistența	M_{40}, %	a_1	−0,17	2,61	
Rezistența	M_{40}^{TM}, %	a_2	0,47	2,63	
Rezistența	I_{20}, %	a_3	0,24	2,14	
Rezistența	I_{20}^{TM}, %	a_4	−5,74	92,19	
Fracția +60 mm	F_{60}, %	a_5	0,025	0,43	
Consumul specific de cocs	C_{sp}, kg/tf	a_0	265,02		0,759
Cenușă	A, %	a_1	10,29	40,01	
Sulf	S_T, %	a_2	10,27	3,89	
Reactivitatea	P_g, %	a_3	−1,00	2,31	
Roaderea	M_{10}^{TM}, %	a_4	−0,76	2,71	
Roaderea	I_{10}^{TM}, %	a_5	5,57	51,09	
Consumul specific de cocs	C_{sp}, kg/tf	a_0	717,94		0,773
Cenușă	A, %	a_1	10,51	41,58	
Sulf	S_T, %	a_2	4,52	1,74	
Reactivitatea	P_g, %	a_3	−0,96	2,24	
Rezistența	M_{40}^{TM}, %	a_4	0,15	0,62	
Rezistența	I_{20}^{TM}, %	a_5	−4,64	53,81	

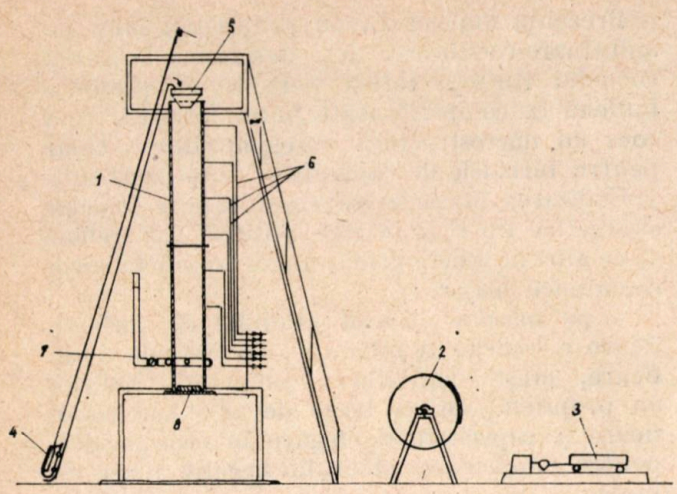


Fig. 1. Instalaţie pentru determinarea comportării cocsului metalurgic la temperaturi ridicate

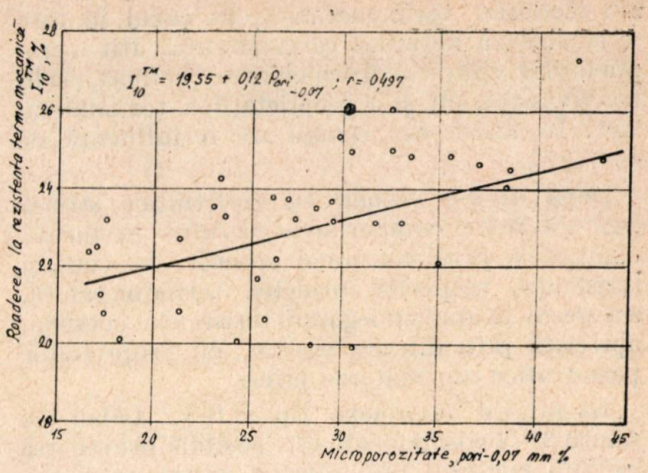


Fig. 4. Dependenţa roaderii termomecanice la 500 ture (I_{10}^{TM}) de microporozitate (pori — 0,07 mm)

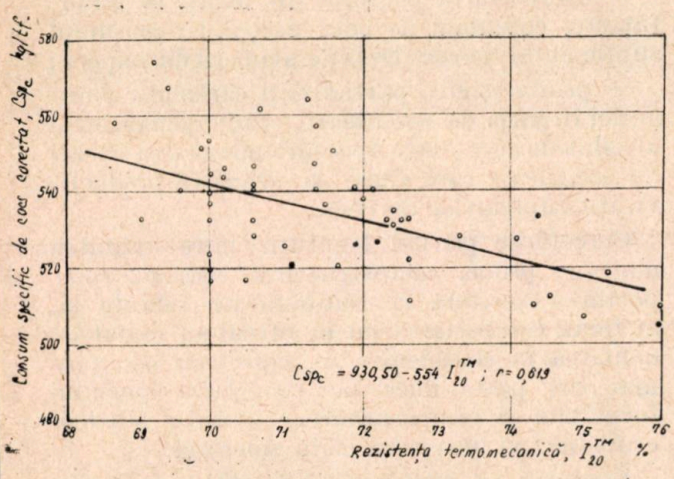


Fig. 2. Variaţia consumului specific de cocs corectat în funcţie de rezistenţa termomecanică

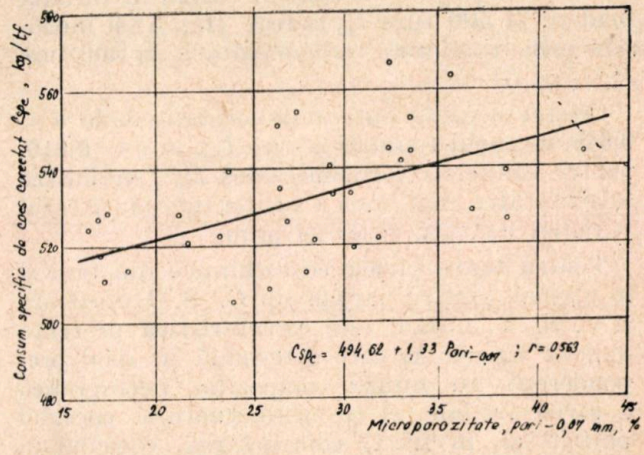
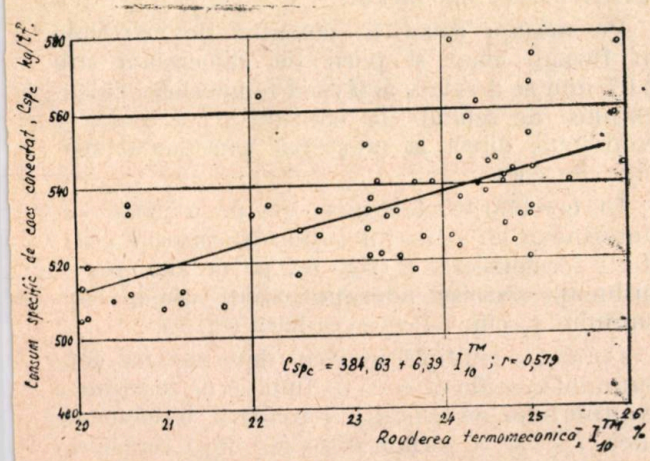


Fig. 5. Dependenţa consumului specific de cocs corectat (c_{spc}) de microporozitate (pori — 0,07 mm)



ig. 3. Variaţia consumului specific de cocs corectat în funcţie de roaderea termomecanică

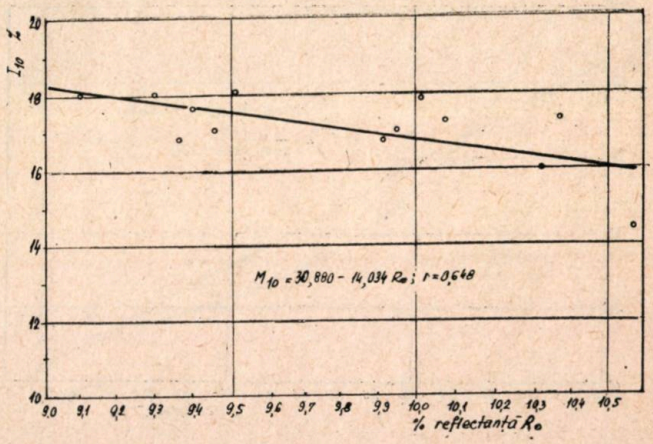


Fig. 6. Variaţia roaderii la 500 ture I_{10} în funcţie de reflectanţa calculată a şarjei

sau roaderea termomecanică, în cazul în care se analizează acţiunea concomitentă, atît a proprietăţilor chimice, fizico-chimice (cenuşă, sulf, reactivitate), cît şi a proprietăţilor termomecanice. În acest caz cenuşa are o influenţă de 40—42%.

După ce s-a stabilit cu certitudine strînsa legătură între comportarea cocsului în furnal, exprimată prin consumul specific de cocs, şi rezistenţa, respectiv roaderea termomecanică, s-a trecut la analiza legăturii rezistenţei cocsului, apreciată prin diferite metode, cu proprietăţile petrografice ale materiei prime.

La şarjele complexe tip C.S.V. Călan cu numai 3—4 componenţi, este posibilă prevederea calităţii cocsului prin calculul reflectanţei şarjei, datorită strînsei legături dintre aceasta şi rezistenţa la 500 ture (I_{20}, respectiv I_{10}).

La şarjele cu mulţi componenţi (8—12) cu proprietăţi petrografice neuniforme, variaţia calităţii reale a cocsului în funcţie de reflectanţa calculată a şarjei s-a oglindit numai în variaţia roaderii la 500 ture I_{10} la rece (fig. 4) şi îndeosebi prin roaderea termomecanică la 500 ture I_{10}^{TM} (fig. 5).

Creşterea coeficientului de corelaţie de la $n = 0{,}648$, în cazul roaderii la rece I_{10}, la $r = 0{,}916$, pentru roaderea termomecanică I_{10}^{TM}, subliniază selectivitatea mai bună a acestei metode în cazul variaţiei calităţii materiei prime.

Pentru toate şarjele cocsochimice din ţară şi în special pentru şarjele tip C. S. Hunedoara şi C. S. V. Călan, este caracteristică prezenţa huilelor tinere A, care determină în mod preponderent nu numai compoziţia petrografică a şarjei iniţiale, ci şi microstructura cocsului obţinut şi, în final, comportarea cocsului în furnal.

Huilele tip A duc la înrăutăţirea microstructurii cocsului, cu atît mai mult cu cît gradul lor de carbonificare este mai scăzut.

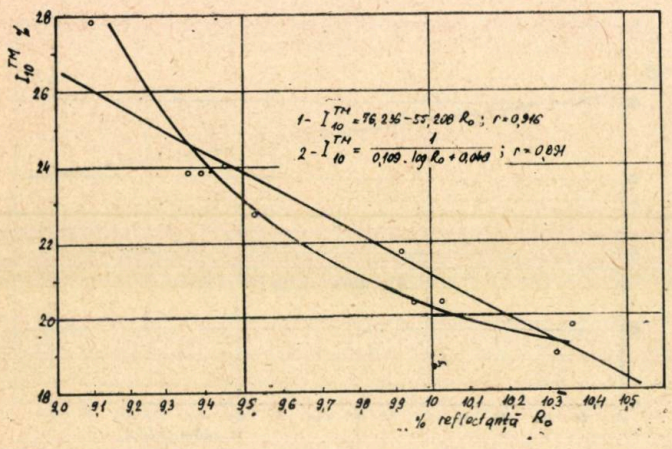


Fig. 7. Dependenţa roaderii termomecanice I_{10}^{TM} în funcţie de reflectanţa calculată a şarjei

Prezenţa huilelor B, cu proprietăţi slabe de aglutinare-cocsificare, deşi determină formarea cocsului izotrop, totuşi permite, în prezenţa huilelor cu compatibilitate bună, formarea unui cocs cu microstructură corespunzătoare, chiar pentru furnalele de capacitate mare (3000 m³).

Utilizarea în şarja de cocsificare a huilelor energetice tip C şi D este posibilă, dar trebuie să se aibă în vedere următoarele aspecte tehnico-economice majore:

— pe măsura scăderii gradului de carbonificare a huilelor A introduse în şarja de cocsificare, creşte necesitatea procurării huilelor cu proprietăţi foarte bune de aglutinare-cocsificare şi capacitate de legare în fază plastică, pentru compensarea efectului negativ al acestor huile;

— microstructura cocsului şi evoluţia microporozităţii se înrăutăţesc prin prezenţa cocsului izotrop, chiar dacă proprietăţile plastice au fost compensate;

— comportarea cocsului în furnal se înrăutăţeşte, consumul de cocs creşte, iar consumul suplimentar de cocs trebuie acoperit din import;

— prin creşterea participării cărbunilor energetici în şarja de cocsificare, scade randamentul absolut de cocs şi este necesară micşorarea vitezei de cocsificare care duce la scăderea productivităţii cuptoarelor de cocs.

Cercetările privind legătura între calitatea materiei prime, microstructura cocsului, comportarea acestuia la temperaturi ridicate şi, în final, comportarea lui în furnal au arătat că neluarea în considerare a aspectelor enunţate mai sus poate duce la dereglarea mersului furnalului şi compromiterea indicilor tehnico-economici ai întregului ciclu siderurgic.

Cocsurile izotrope rezultate din cocsificarea huilelor tinere, mai ales cele energetice de tip C şi D, au microporozitate dezvoltată, ceea ce explică reactivitatea lor mai ridicată şi descompunerea lor mai puternică sub acţiunile termochimice din furnal.

Pe măsura coborîrii coloanei de materiale în furnal, chiar şi porii cu dimensiuni sub 0,07 mm se deschid, activînd fenomenele fizico-chimice de schimb de căldură şi de masă şi contribuie direct la creşterea consumului specific de cocs.

În cercetările efectuate, pe de o parte s-a determinat influenţa microporozităţii asupra roaderii termomecanice (fig. 6), pe de altă parte, influenţa aceleiaşi microporozităţi asupra consumului specific de cocs cercetat (fig. 7).

Corelaţia multiplă pentru determinarea consumului specific de cocs în funcţie de coacţiunea conţinutului de cenuşă, a roaderii termomecanice I_{10}^{TM} şi a porilor deschişi după rezistenţa termomecanică are forma:

$$c_{spc} = 299{,}89 + 8{,}99\ A + 3{,}92\ I_{10}^{TM} + 0{,}51\ P_{-0{,}07}$$

Coeficientul de corelaţie al acestei dependenţe este de 0,75%, iar ponderile de influenţă sînt următoarele :

35,17% pentru I_{10}^{TM}

18,75% pentru microporozitate ($P_{-0,07}$).

Din analizele efectuate a rezultat că există o strînsă legătură între rezistenţă şi roaderea termomecanică şi microstructura cocsului imprimată de huilele tinere. S-a presupus chiar că, în comportarea cocsului la temperaturi ridicate, rolul cenuşii, deşi este defavorabil, este mult mai mic decît al microporozităţii. Acest lucru rezultă din corelaţia multiplă a dependenţei roaderii termomecanice I_{10}^{TM} de conţinutul de cenuşă şi microporozitate :

$$I_{10}^{TM} = 15{,}48 + 0{,}32\ A + 0{,}11\ P_{-0,07}\ ,$$

$$\text{la}\quad r = 0{,}510$$

În această ecuaţie, ponderea de influenţă a cenuşii asupra roaderii termomecanice este de numai 12,72%, în timp ce influenţa microporozităţii, deci a prezenţei huilelor tinere, este de 87,28%, adică de patru ori mai mare.

Analiza efectuată a permis formularea următoarelor aspecte de influenţă a calităţii cocsului asupra indicilor tehnico-economici ai furnalului, exprimaţi prin consumul de cocs corectat.

— Creşterea conţinutului de cenuşă influenţează direct consumul specific de cocs, prin creşterea necesară de gangă şi creşterea consumului de căldură necesară în cursul neutralizării acesteia.

— Rezistenţa termomecanică influenţează direct consumul specific de cocs, indicînd comportarea acestuia în zonele de etalaj şi elaborare a furnalului.

— Rezistenţa termomecanică exprimă cu fidelitate efectele directe de îmbunătăţire sau înrăutăţire a calităţii materiei prime atît pe componenţi individuali, cît şi pe ansamblu, precum şi influenţa procesului tehnologic de pregătire şi cocsificare.

— Microporozitatea cocsului este acel factor suplimentar de apreciere a calităţii cocsului care, pe de o parte, indică efectele directe ale prezenţei huilelor tinere asupra consumului specific de cocs şi a gradului de compensare realizat, iar pe de altă parte, prin efectele indirecte ale acesteia asupra rezistenţei termomecanice, greutăţii volumetrice, porozităţii, reactivităţii etc. indică limita utilizării huilelor tinere.

Cercetările prezentate au arătat că, în condiţiile actuale de aprovizionare a uzinelor cocsochimice, legătura dintre calitatea petrografică a materiei prime, structurile de reţetă, microstructura cocsului şi comportarea acestuia în furnal, exprimat prin rezistenţa termomecanică, permite prognoza calităţii cocsului şi prognoza indicilor tehnico-economici posibili de realizat în primul ciclu siderurgic (cocsificare — elaborare fontă).

Prin această strînsă legătură cu consumul specific de cocs corectat şi cu calitatea materiei prime, rezistenţa termomecanică este singurul criteriu care asigură atît lărgirea bazei de materii prime, cît şi utilizarea raţională a huilelor din import în reţetele complexe de cocsificare, asigurînd totodată obţinerea unui cocs metalurgic satisfăcător, utilizabil în furnale de 1000 m^3 şi mai mari.

Creşterea gradului de utilizare a materiilor prime indigene la fabricarea cocsului şi fontei

Ing. E. Kaba şi ing. Elena Orvas

CZ: 662.741.3: 669.16

Necesitatea dezvoltării industriei grele în R. S. România şi asigurarea acesteia cu materii prime au determinat efectuarea de cercetări privind valorificarea superioară a cărbunilor din Valea Jiului prin cocsificare şi de utilizare a minereurilor indigene în producţia de fontă a C. S. Hunedoara.

În activitatea colectivului de muncă al Uzinei cocsochimice din cadrul Combinatului siderurgic Hunedoara, desfăşurată în cei 27 de ani de existenţă a uzinei, producţia de cocs metalurgic a cunoscut o evoluţie în sens pozitiv, atît în ceea ce priveşte asigurarea cantitativă mereu crescîndă a necesităţilor de cocs, cît şi din punctul de vedere al asigurării unor caracteristici calitative corespunzătoare în diferitele etape de dezvoltare a producţiei de fontă.

Orientarea şi preocuparea centrală a colectivelor de muncă ce lucrează în domeniul fabricării cocsului au fost şi sînt determinate de sarcinile majore ce revin colectivelor de siderurgişti în reducerea continuă a consumului specific de cocs la fabricarea fontei.

S-a arătat în mod teoretic şi s-a demonstrat practic că un cocs metalurgic cu însuşiri fizico-mecanice superioare se poate obţine prin cocsificarea în vrac a huilelor sau amestecurilor de huile cu conţinut de materii volatile cuprins între 26 şi 29 % şi cu bune însuşiri de aglutinare — cocsificare.

Datorită disponibilităţilor în continuă restrîngere ale acestor materii prime ideale pentru cocsificarea clasică, s-a impus soluţionarea problemei asigurării cocsului printr-un ansamblu de căutări privind în primul rînd lărgirea bazei de materii prime şi apoi elaborarea tehnologiilor adecvate pentru obţinerea unor cocsuri corespunzătoare din alte materiale decît huilele clasice de cocs.

Problematica lărgirii bazei de materii prime în condiţiile dezvoltării impetuoase a industriei cocsochimice a constituit obiectivul principal al colectivelor de cercetători atît din cadrul ICEM cît şi din unităţile productive, cercetări ce au furnizat elementele de decizie privind producţia cocsochimică în perspectivă.

Producţia cocsului în cadrul Combinatului siderurgic — Hunedoara a parcurs o serie de etape distincte, determinate în primul rînd de evoluţia producţiei de fontă.

Examinînd evoluţia participării cărbunilor în şarja de cocsificare la U. C. C. Hunedoara, între anii 1967 şi 1974, se constată o stabilizare a structurii de reţetă, după cum rezultă din tabelul 1.

Începînd cu anul 1974, cărbunii marca 32 spălaţi la Preparaţia Coroeşti împreună cu cărbunii mărcile 32 şi 31 s-au livrat separat, iar în compoziţia cărbunilor spălaţi de la Preparaţia Lupeni a intrat în plus cărbunele marca 33.

Tabelul 1

Participaţia în % a cărbunilor în şarjă

Sortimentul	1967—1974	1975—1979	1980—1982 (10 luni)
Marca 33	48,0—49,9	45,7—41,0	38,9—31,2
Semicocs	8,9— 9,6	8,1— 8,8	8,8— 8,6
Marca 32	—	2,2— 4,0	3,9—11,1
Marca 35	21,5—25,7	21,0—28,9	17,9—17,7
Marca 34	17,5—20,7	9,9—19,5	21,8—28,3
Marca 35-1	—	1,3— 7,4	5,4— 8,0

Prin această lărgire a bazei sortimentale indigene, s-a structurat o diferenţiere calitativă între produsele livrate de la cele două preparaţii pentru fabricarea cocsului, şi anume:

— de la Preparaţia Lupeni, amestecul marca 33 din trei mine, caracterizat din punct de vedere tehnic şi tehnologic ca o huilă bună de gaz, slab şi mediu cocsificabilă şi mediu aglutinantă;

— de la Preparaţia Coroeşti, un amestec din cărbuni foarte slab cocsificabili marca 32, la care ulterior s-a introdus şi cărbunele necocsificabil marca 31, amestecul pentru cocs Coroeşti caracterizîndu-se ca o huilă cu flacără lungă, slab aglutinantă şi foarte slab cocsificabilă.

Evoluţia participaţiei cărbunilor indigeni în reţeta de cocsificare începînd cu anul 1974 este redată în tabelul 2.

Analizînd datele din tabelul 2, se constată o modificare esenţială în structura consumului de cărbuni indigeni, în sensul scăderii cărbunilor

Tabelul 2

Sortimentul	1974	1975	1976	1977	1978	1979	1980	1981	1982 (10 luni)
Marca 33	49,4	45,7	44,3	43,3	41,0	43,4	38,9	37,0	31,2
Marca 32	0,06	2,2	3,8	4,0	3,5	3,4	3,9	8,6	11,1
Semicocs	8,9	8,6	8,9	8,4	8,1	8,7	8,8	8,7	8,6
Total	58,4	56,5	57,0	55,7	52,6	55,5	51,6	54,3	50,9

mediu și slab cocsificabili, și creșterea substanțială a participației cărbunilor foarte slab cocsificabili.

Astfel, cărbunii marca 33, de la 49% în 1974 au scăzut la un nivel de 31,2% în cele 10 luni din 1982, semicocsul s-a menținut între 8,1 și 8,9%, iar cărbunii foarte slab cocsificabili marca 32—31 au crescut de la 0,06% în 1974 la 3—4% pînă în 1980, după care creșterea este substanțială la 8,6% în 1981 și 11,1% în primele 10 luni din 1982.

Pe ansamblul participației cărbunilor indigeni, se constată o scădere de la 58,4% în 1974 la 50,9% în 1982, ca urmare a faptului că în această perioadă au intrat în producție însemnate capacități de producție a cocsului în R.S.R., care au impus o reconsiderare a repartiției consumului cărbunilor indigeni.

Creșterea la C.S.H. a participației cărbunilor marca 34—35 în această perioadă de la 41,6 la 49,1%, în compensarea reducerii în ansamblu a participației cărbunilor marca 33, a permis diversificarea acestora prin majorarea consumului și a sortimentelor cu proprietăți foarte slabe de cocsificare.

Caracteristicile calitative ale cocsului produs în perioada 1974—1982 s-au menținut la un nivel corespunzător, așa cum rezultă din tabelul 3.

Tabelul 3

Anul	Analiza tehnică				Rezistența la toba MICUM			
	W, %	A, %	V, %	G, %	Colectoare cu furcă		Colectoare cu ciur R 40	
					M_{40}	M_{10}	M_{40}	M_{10}
1974	3,9	13,2	1,60	2,07	74,8	7,0	—	—
1975	4,1	13,6	1,60	2,14	74,8	7,1	—	—
1976	3,8	13,0	1,50	2,11	74,8	7,6	—	—
1977	3,5	12,7	1,40	2,05	74,8	7,9	—	—
1978	3,0	12,8	0,84	2,95	74,9	7,8	—	—
1979	3,8	13,3	0,76	1,90	74,6	7,8	—	—
1980	3,9	12,9	0,90	1,93	75,0*	—	71,8	7,6
1981	3,7	14,0	0,80	1,91	73,9*	—	68,7	7,9
1982 (10 luni)	3,7	13,9	0,70	1,73	74,5*	—	70,6	8,1

* Rezistența M_{40}, calculată conform corelației $M_{40}^{F} = f(M_{40}^{C}) = 15{,}59 \cdot 0{,}45\ M_{40}^{C}$, stabilită pentru determinările paralele executate.

Cocsul produs la Uzina cocsochimică asigură în proporție mare necesarul de cocs al furnalelor hunedorene. Prin caracteristicile sale calitative, cocsul propriu a contribuit, împreună cu alți factori, la creșterea producției de fontă, precum și la reducerea consumului de cocs pe tona de fontă, așa cum se evidențiază în tabelul 4 și figura 1.

Se menționează că producția de fontă a cunoscut în anii 1978—1979 o ușoară diminuare determinată de executarea reparației capitale a furnalului nr. 7.

Tabelul 4

	1974	1975	1976	1977	1978	1979	1980	1981
Consum de cocs, %	100	98,1	97,0	93,2	92,2	93,0	95,6	93,6
Prod. de fontă, %	100	105,9	109,4	114,6	111,1	113,3	115,2	115,4
Scoaterea de fontă, %	100	101,2	103,3	106,0	108,7	107,5	106,0	109,2

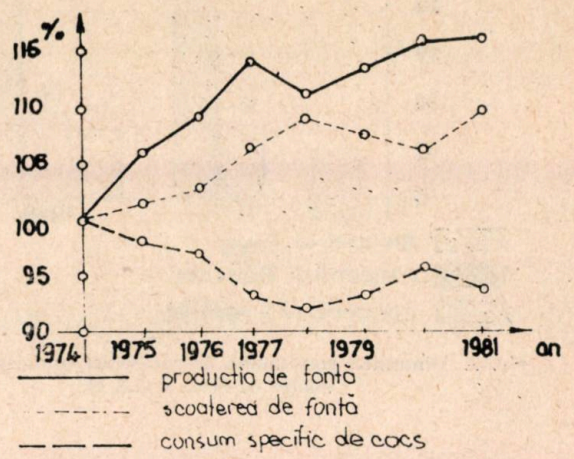


Fig. 1. Evoluția producției de fontă, a consumului specific de cocs și scoaterii de fontă la C.S.H.

În ceea ce privește consumul de cocs, acesta s-a redus substanțial în perioada 1975—1978, înregistrînd o creștere în anii 1979—1980 datorită reducerii scoaterii de fontă, factor cu influență majoră asupra consumului de cocs (pentru fiecare procent de scoatere în minus crește consumul de cocs cu pînă la 3%).

Pentru asigurarea bazei de materii prime necesare producției de fontă, la C. S. H. s-a avut în vedere în primul rînd valorificarea minereurilor de fier indigene și a materialelor recirculante.

În tabelul 5 și figura 2 sînt prezentate consumurile de minereuri indigene începînd din anul 1974.

Tabelul 5

mii t

	1974	1975	1976	1977	1978	1979	1980	1981
Total minereuri	899	951	877	812	767	786	783	694
din care:								
concentrat Teliuc	757	754	709	687	697	704	675	612
concentrat Ruşchiţa	—	—	—	—	—	—	10	15
magnetită Deva	11	12	15	16	17	17,5	18	18
concentrat Băişoara	—	30	36	39	50	65	77	93

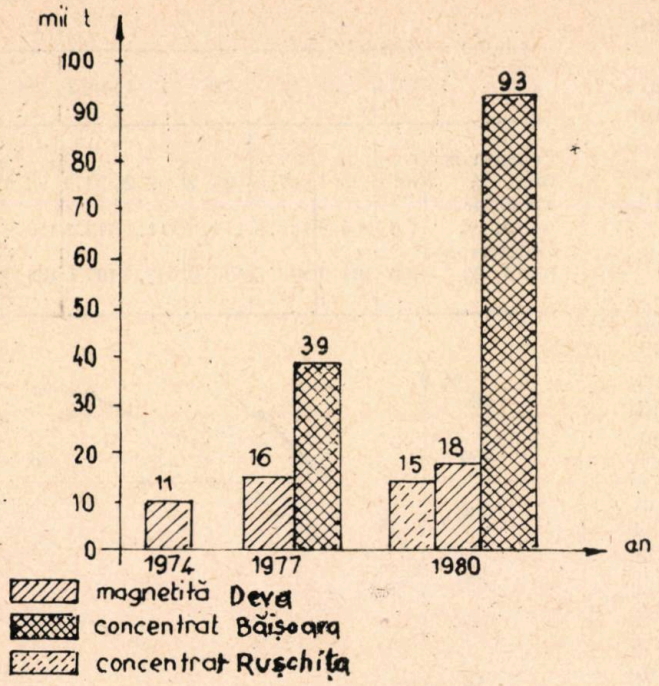


Fig. 2. Dinamica consumului de minereuri indigene în producția de fontă a C.S.H.

Se constată creșterea consumului de concentrat Ruschița, al magnetitei Deva, produs ce rezultă în urma preparării minereurilor cuprifere de la Deva, precum și creșterea consumului de concentrat Băișoara.

Pînă în anul 1975, s-a consumat de asemenea o cantitate apreciabilă de cenuși piritice (cca 200 mii t în perioada 1967—1975), un subprodus obținut la fabricile de acid sulfuric. În prezent cenușile de pirită se valorifică prin peletizare, în prealabil fiind supuse operațiilor de dezarseniere, decuprare, deplumbare, dezincare. Peletele produse se utilizează direct în încărcătura furnalelor începînd din anul 1981.

Între anii 1967—1977 s-au consumat de asemenea peste 2 400 mii t concentrat Căpuș și peste 200 mii t limonită.

O atenție deosebită s-a acordat valorificării produselor recirculate, cum sînt țunderul, materialul ce se recuperează de la liniile de laminoare, praful de furnal și șlamul rezultate la elaborarea fontei și praful de electrofiltre recuperat de la oțelării.

În tabelul 6 și figura 3 se prezintă consumul de materiale recirculate în perioada 1974—1981.

Consumul de materiale recirculate a înregistrat an de an o creștere însemnată, prin aceasta evidențiindu-se preocuparea siderurgiștilor hunedoreni pentru valorificarea integrală a tuturor resurselor interne.

Tabelul 6

mii t

	1974	1975	1976	1977	1978	1979	1980	1981
Total materiale recirculate	227	248	266	280	294	295	297	298
din care:								
— țunder	117	121	127	139	150	150	151	151
— praf de furnal	95	101	104	106	107	108	109	110
— șlam de fier	10	11	12	12	12	12	12	12
— praf electrofiltre	5	15	23	23	25	25	25	25

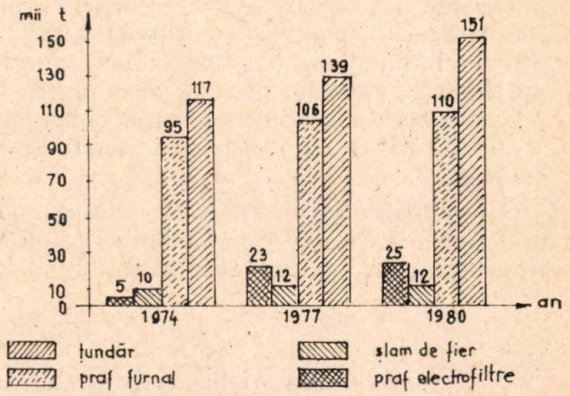


Fig. 3. Dinamica consumului de materiale recirculate în producția de fontă a C.S.H.

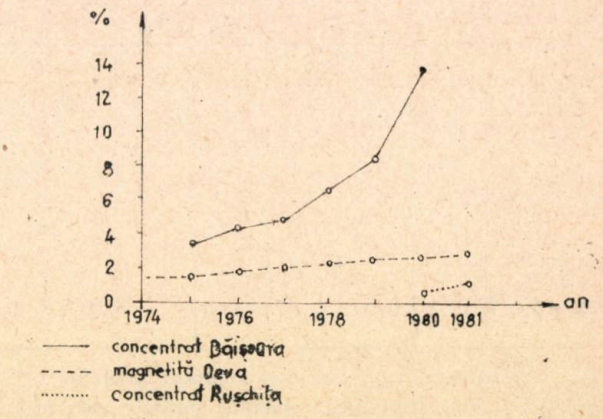


Fig. 4. Dinamica ponderii concentratului Băișoara, magnetitei Deva și a concentratului Ruschița din consumul total de minereuri indigene

Tipizarea capacităților de producție a fontei la C. S. H. și dotarea tehnică avansată a acestora s-au concretizat în reducerea consumului de cocs metalurgic cu cca 70 mii t anual.

Ing. B. Rusu şi ing. Z. Lucaci

Fabricarea oţelurilor destinate centralelor nucleare

CZ: 669.15–194.3

O centrală nucleară are în principiu un circuit primar, în care au loc fisiunea şi transferul de căldură la purtătorul de energie, şi un circuit secundar în care se realizează practic transferul de energie rezultată din reacţiile de fisiune în energie electrică (fig. 1).

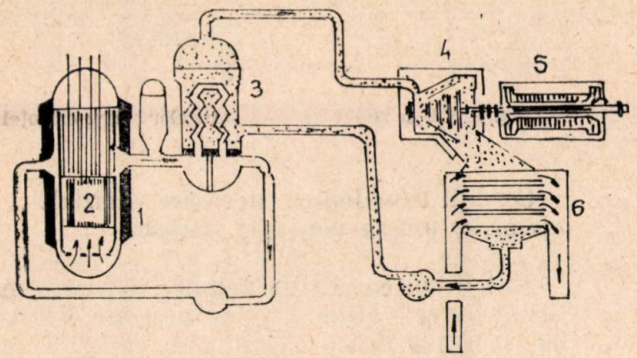


Fig. 1. Schema de principiu a unei centrale nucleare: *1* — cuvă; *2* — reactor; *3* — schimbător de căldură; *4* — turbină; *5* — generator; *6* — condensor

Dacă circuitul secundar, care include o parte clasică a centralelor termice, nu pune probleme deosebite privind oţelurile utilizate, circuitul primar, în care se localizează reacţiile nucleare, impune utilizarea unor oţeluri cu proprietăţi deosebite privind caracteristicile mecanice şi puritatea atît sub aspect chimic, cît şi sub aspect microscopic.

Trebuie reţinut că reacţiile de fisiune dintr-un reactor nuclear sînt controlate cu ajutorul moderatorilor, altfel s-ar produce o reacţie în lanţ cu autoîntreţinere necontrolată, cu efecte distructive de mare amploare sub formă de explozie nucleară.

Ca moderator al reacţiei de fisiune se utilizează în unele cazuri apa grea, denumire rezultată din asemănarea oxidului de deuteriu, izotop al hidrogenului, cu apa obişnuită.

Prescripţiile tehnice pentru oţeluri se formează şi evoluează în timp, în funcţie de:

— evoluţia solicitării utilizatorilor, ca urmare a acumulării de experienţă şi a dezvoltării cercetărilor;

— evoluţia îmbunătăţirilor tehnologice realizate în oţelării;

— evoluţia relaţiilor între furnizori şi beneficiari.

Avînd în vedere condiţiile de exploatare diferenţiate, în continuare se vor trata prescripţiile tehnologice specifice pentru locurile principale ale unui complex nuclear şi anume:

— cuva reactorului nuclear;

— circuitul primar;

— oţeluri care lucrează în mediu de hidrogen sulfurat.

Cuva reactorului

Cuva reactorului se realizează din oţel aliat cu mangan, molibden şi nichel (A 533 gr. B). Cuva, cu grosimea de pînă la 500 mm, obţinută prin forjare sau prin sudare din tablă, este căptuşită în interior cu un strat protector din oţel inoxidabil.

Condiţiile de calitate restrictive, în cadrul compoziţiei chimice prescrise în ASTM, diferă de la utilizator la utilizator şi sînt în funcţie în special de fragilitatea produsă prin iradierea neutronică.

Întrucît tendinţa la fragilitatea de revenire prin radiaţie creşte odată cu creşterea conţinutului de cupru şi fosfor, utilizatorii impun reducerea elementelor respective la valori posibile de realizat prin tehnologii de vîrf.

În tabelul 1 se prezintă, comparativ, prescripţiile ASTM pentru marca A 533 gr. B şi prescripţiile generale restrînse pentru centrale nucleare.

Tabelul 1

Elementul	Norma ASTM A 533 gr. B	Aplicaţii pentru centrale nucleare
Carbon	max. 0,25	0,16–0,20
Mangan	1,15–1,50	1,35–1,00
Siliciu	0,15–0,30	0,15–0,30
Molibden	0,45–0,60	0,46–0,55
Nichel	0,40–0,70	0,55–0,70
Sulf	max. 0,040	max. 0,015
Fosfor	max. 0,035	max. 0,015
Cupru	—	—

Se remarcă un conţinut foarte scăzut de cupru, care poate fi realizat numai din materii prime selectate, respectiv din minereuri cu conţinut scăzut de cupru. Se remarcă de asemenea, conţinuturi scăzute de sulf sau fosfor care pot fi atinse numai prin procedee speciale de defosforare şi de tratare a oţelului în afara cuptorului.

Circuitul primar

La realizarea circuitului primar se utilizează oţeluri inoxidabile, care trebuie să satisfacă în general următoarele condiţii :

— conţinuturi scăzute de Co, Ta şi B, elemente care formează prin iradiere izotopi radioactivi cu timp mare de înjumătăţire ;

— realizarea unei analize chimice echilibrate care permite obţinerea la sudare a unui conţinut de 2—10 % ferită ;

— rezistenţă ridicată la coroziunea intercristalină şi coroziunea sub tensiune (K ISCC) ;

— rezistenţă mecanică ridicată la temperatura mediului ambiant şi la temperaturi ridicate ;

— tenacitate ridicată la rupere (KIC) ;

— capacitate ridicată de obturare a defectelor (COD).

Oţelurile inoxidabile utilizate pentru circuitul primar sînt din clasele 304 şi 316, cu restricţii privind compoziţia chimică şi caracteristicile mecanice prezentate în tabelul 2.

Oţeluri slab aliate care lucrează în medii de hidrogen sulfurat

Oţelurile care lucrează în medii cu hidrogen sulfurat trebuie să satisfacă condiţiile impuse de testul NACE, care constă în menţinerea unei probe standardizate timp de 720 h într-un mediu cu hidrogen activ la sarcini permanente, variind între 0,4 şi 0,9 ori din limita de curgere. Cu cît sarcina la care se rupe proba este mai ridicată, cu atît oţelul are o comportare mai bună la coroziunea fisurantă sub sarcină în medii de hidrogen activ.

Pentru a creşte rezistenţa la coroziunea fisurantă sub sarcină, rezultă că trebuie luate o serie de măsuri menite să conducă la eliminarea cauzelor care pot constitui zone de concentrare a hidrogenului.

Se impun măsuri de elaborare a oţelului care să conducă la :

— scăderea conţinutului de hidrogen ;

— scăderea conţinutului de sulf şi, implicit, a incluziunilor nemetalice de tip *A* (sulfuri) ;

— scăderea conţinutului de oxigen şi, implicit, a incluziunilor nemetalice de tip *B*, *C*, *D* (oxidici).

Factorii care concură la realizarea unui oţel de calitate superioară prin prisma condiţiilor prezentate sînt redaţi schematic în figura 2.

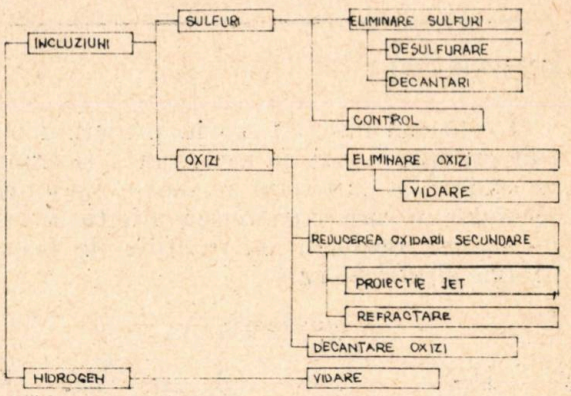


Fig. 2. Căi de reducere a elementelor nocive din oţel

Condiţii tehnologice necesare realizării oţelurilor pentru centrale nucleare

Sintetizînd condiţiile tehnice impuse semifabricatelor şi profilelor pline necesare obiectivelor energo-nucleare rezultă ca necesară realizarea următoarelor operaţii sau procedee :

Condiţia	*Modul de rezolvare*
— Conţinut scăzut de Co	— Încărcătură metalică selectată
— Conţinut scăzut de hidrogen	— Degazare în vid în instalaţii RH sau VD
— Conţinut scăzut de sulf	— Desulfurare în instalaţie VAD sau prin retopire electrică sub zgură (REZ)
— Eliminarea incluziunilor de tip *A*	— Scăderea conţinutului de sulf şi modificarea incluziunilor cu zirconiu sau calciu — Retopirea electrică sub zgură (REZ)

Tabelul 2

Marca	Compoziţia chimică, %					$R_{p0,2}$ min.	R_m min.	A_5 min.
	C	Cr	Ni	Mo	N			
AISI 304	0,08	18—20	8—10,5	—	0,10	205	515	40
AISI 304L	0,03	18—20	8—12	—	0,10	170	485	40
Marcă CNE	0,04	18,5—20	9—10	—	0,10	215	540	45
Marcă CNE	0,03	18,5—20	9—10	—	0,10	215	540	45
AISI 316	0,08	16—18	10—14	2—3	—	205	515	40
AISI 316L	0,03	16—18	10—14	2—3	—	170	485	40
Marcă CNE	0,045	17—18	11,5—12,5	2,3—2,8	0,08	235	540	40
Marcă CNE	0,03	17—18	12—12,5	2,3—2,7	0,06—0,08	235	540	40

— Scăderea conţinutului de incluziuni nemetalice oxidice	— Scăderea conţinutului de oxigen prin dezoxidare în vid în instalaţii de tip RH sau VAD — Protecţia cu gaze inerte a jetului de oţel la turnare — Retopirea electrică sub zgură (REZ)
— Reducerea segregaţiei şi anizotropiei	— Retopirea electrică sub zgură (REZ)
— Reducerea ecartului compoziţiei chimice	— Instalaţia VAD

Condiţii organizatorice

Realizarea şi livrarea de produse destinate obiectivelor energo-nucleare se pot face numai în condiţiile asigurării înscrierii în totalitate a condiţiilor tehnice stabilite prin contracte şi a realizării şarjelor numai pe fluxurile tehnologice şi în agregatele omologate.

Un rol important în realizarea unor produse conforme cu specificaţiile tehnice îl are sistemul de asigurare a calităţii implementat în unităţile producătoare.

Acceptarea de către beneficiari a sistemului de asigurare a calităţii prezentat de furnizor dă garanţia obţinerii unor produse la performanţele impuse prin documentaţia tehnică.

Furnizorul este obligat să cerceteze în permanenţă căile de creştere a calităţii produselor livrate şi să prezinte utilizatorului rezultatele obţinute în scopul omologării noilor itinerarii tehnologice.

DOCUMENTARE

Producţia mondială totală de oţel obţinut în convertizoare cu oxigen

Producţia mondială de oţel obţinut în convertizoare cu insuflare de oxigen a ajuns în anul 1982 la 548 mil.t/an, faţă de 528 mil.t/an în anul 1981, dar în mare parte această creştere a fost determinată de includerea pentru prima dată a oţelului OBM, LWS şi Q-BOP, adică 7 mil.t/an în S.U.A., 6 mil.t/an în Franţa, 4 mil.t/an în Japonia şi 2 mil.t/an în R.F.G.

Noi oţelării LD au fost puse în funcţiune la societatea Tata Iron and Steel din India (două convertizoare de 130 t) şi la societatea Pakistan Steel Mills (două convertizoare de 130 t). În viitorul apropiat, este prevăzut să intre în funcţiune un convertizor OBM de 65 t în Noua Zeelandă, un convertizor LD de 125 t la uzina Monclova din Mexic. În Argentina şi în Columbia, convertizoarele Thomas trebuie transformate în convertizoare cu insuflare de oxigen prin fund.

În perspectivă se prevăd capacităţi suplimentare de 78 mil. t/an, mai ales în ţările în curs de dezvoltare, dar cel puţin jumătate din această cantitate se referă la proiecte pe termen lung şi mai puţin exacte, a căror realizare este încă scumpă.

(În: *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, 1983, nr. 10, p. 110E*)

A doua maşină de turnare continuă la uzina din Gandrange a societăţii Sacilor

Societatea Sacilor va investi trei sute de milioane de franci în construcţia celei de-a doua maşini de turnare continuă la uzina din Gandrange. S-au început lucrările de terasament în continuarea convertizoarelor Kaldo, oprite de cîteva luni. Această nouă maşină de blumuri (1,2 mil. t capacitate) se va pune în funcţiune la jumătatea lunii noiembrie 1984. Astfel, pînă la sfîrşitul anului 1985, produsele lungi ale grupului vor fi obţinute în totalitate prin turnarea continuă.

Caracteristicile tehnice ale viitoarei maşini de turnare se apropie de cele ale maşinii care funcţionează în prezent (blumuri pentru şine, pentru sîrmă moale, dură şi extradură, într-un ritm de 75 mii t/lună). Noua maşină va avea şase fire pentru turnarea blumurilor de 360 × 320 mm, la viteze de peste 0,6—0,9 m/min (faţă de 0,7 m/min la prima maşină de turnare continuă).

(În: *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, 1983, nr. 10, p. 110E*)

Producătorii japonezi au mărit în anul 1983 procentul de oţel turnat continuu

La o producţie uşor scăzută de oţel brut, principalii cinci producători de oţel brut din Japonia au mărit procentul de produse turnate continuu, după cum reiese din tabelul 1.

Tabelul 1

Comparaţie între producţia de produse turnate continuu a cinci firme japoneze, în anii 1982/1983

Firma	Producţia, mii t		Producţia de oţel turnat continuu, %	
	1983	1982	1983	1982
Nippon Steel Corp.	26 855	28 320	93,0	82,0
N K K	11 410	11 993	91,5	87,0
Kawasaki Steel	10 358	10 863	93,9	92,1
Sumitomo Metals	10 339	10 883	86,0	78,3
Kobe Steel Ltd.	6 062	6 427	50,0	45,2
Total	65 024	68 486	—	—
Ind. siderurgică global	97 164	99 547	—	—

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 6, 1984, p. 312*)

Oţeluri inoxidabile cu caracteristici îmbunătăţite

Ing. G. Ştefan

CZ: 669.14.018.8

Începînd din anul 1975, la Combinatul siderurgic — Hunedoara s-au elaborat şarje de oţel inoxidabil din mărcile X 10CrNiTi 18,9; X 10CrNiMoTi 18,10; 12 CrNi 18,0.

Cantitatea de oţel inoxidabil a crescut de la an la an, datorită cerinţelor cantitative ale industriei româneşti în continuă dezvoltare. În afară de creşterea cerinţelor cantitative, au început să apară şi cerinţele de ordin calitativ, ca şi de noi mărci de oţel inoxidabil din cele mai diverse, care să răspundă atît cerinţelor beneficiarilor din R.S.R, cît şi să poată deveni competitive pe plan mondial.

Dacă pînă în anul 1980 nu se produceau decît mărcile sus-menţionate, din acest an s-a început asimilarea de noi mărci de oţeluri inoxidabile austenitice, feritice, care să răspundă nevoilor economiei naţionale şi chiar să meargă în întîmpinarea lor conform planului cincinal aprobat şi Directivelor Congresului al XII-lea al P.C.R.

Astfel, la C. S. Hunedoara a început modificarea tehnologiei de elaborare, turnare, laminare a oţelului inoxidabil şi modernizarea instalaţiilor, în aşa fel încît noile oţeluri elaborate să ajungă în cel mai scurt timp la cerinţele impuse oţelurilor inoxidabile elaborate în ţările cu industrii dezvoltate, în condiţii avantajoase de elaborare şi de scădere a consumului de metal.

Astfel, prin aplicarea tehnologiei de elaborare sub vid a oţelului inoxidabil s-a creat o bază de plecare pentru obţinerea de mărci de oţeluri cu conţinuturi scăzute şi foarte scăzute de carbon.

În aces sens, s-a proiectat o instalaţie tip VOD care să prelucreze şarjele de oţel topite în cuptoarele electrice de 20 t.

Această instalaţie s-a construit şi în vederea utilizării mai eficiente a pompelor de vid existente la instalaţia RH.

În acest sens, instalaţia s-a conceput ca un ansamblu de prelucrare a oţelurilor sub vid prin procedeul RH şi VOD în aşa fel încît să se poată trece o proporţie cît mai mare de oţel prin instalaţiile de vidare.

Instalaţia a fost construită şi montată în anul 1981, an în care s-a trecut şi la producţia industrială a oţelurilor înalt aliate.

Instalaţia cuprinde incinta vidată, construită din oţel şi înzidită cu cărămizi cca 2/3 din înălţime. În incintă se folosesc suporţi pe care se aşază oala cu oţel şi un ştuţ blindat cu tablă subţire, care constituie sistemul de siguranţă împotriva perforărilor oalei şi a eventualelor rămîneri de oţel în incintă.

Incinta mai are o flanşă prin care se realizează legătura între conducta de argon şi dopul poros al oalei de tratament.

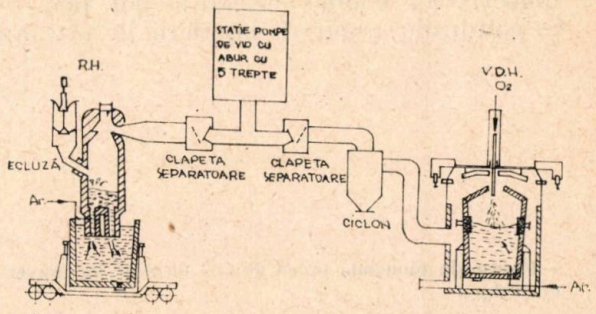


Fig. 1

Legătura între incintă şi pompele de vid existente la instalaţia RH se face printr-un sistem de conducte, dintre care prima este răcită cu apă, un ciclon pentru depunerile de materiale groase, clapete pneumatice tip fluture, care au rolul de a face legătura pompelor de vid cu instalaţia RH în mod cît mai operativ.

Capacul incintei vidate este autoportant şi pe el se găseşte montată şi special etanşată lancea de insuflare a oxigenului cu un diametru de 32 mm şi care în partea ei activă este protejată cu un strat de beton superaluminos. De asemenea pe capac se află montată o instalaţie de televiziune cu circuit închis pentru supravegherea proceselor din oală. Capacul se etanşează printr-o garnitură protejată împotriva arderii de un jgheab cu apă.

Oala de prelucrare a oţelului este special construită, putînd prelua şarje pînă la 34 t, şi este mai înaltă cu cca 1 m decît cele obişnuite, în vederea asigurării unui spaţiu suficient reacţiilor din oală. Ea este înzidită cu cărămizi cromomagnezitice electrotopite, care pot să reziste la un regim termic, chimic şi eroziv foarte sever. Oala are închizător tip sertar şi are montat un dop poros în vederea barbotării oţelului în timpul procesului de decarburare. În timpul insuflării cu oxigen, oala este acoperită cu un capac înzidit cu cărămizi pentru evitarea împroşcării cu oţel a incintei.

Tehnologia de decarburare în vid a oţelului inoxidabil se bazează pe teoria că decarburarea cu oxigen a oţelului aliat în condiţii de vid se face fără pierderi însemnate de crom, putîndu-se realiza conţinuturi cît mai scăzute de carbon.

Faţă de tehnologia de elaborare clasică în cuptor electric a oţelului inoxidabil, care constă în decarburarea avansată a unei încărcături nealiate, urmată de alierea cu ferocrom afinat după atingerea unui nivel minim de carbon, tehnologia VOD constă în decarburarea sub vid a oţelului aliat cu crom, în vederea obţinerii de conţinuturi scăzute de carbon fără o ardere însemnată a cromului. Faţă de utilizarea în exclusivitate a ferocromului afinat în cazul tehnologiei clasice, ferocrom foarte scump pe plan mondial, în cazul tehnologiei VOD se utilizează ferocrom carburat mult mai ieftin, dar cîştigul principal al procesului constă în recuperarea din deşeuri a cromului în condiţii avantajoase şi în procent cît mai ridicat.

Tehnologia de elaborare a oţelului prin procedeul duplex cuptor electric—instalaţie VOD constă în topirea în cuptorul electric cu arc de 20 t a unei încărcături aliate cu Ni şi Cr, pornind de la următoarele premise:

— cca 1 % carbon;

— Cr cu 20 % peste limita superioară, crom calculat prin recuperarea lui din şutajele folosite şi prin aportul cromului din ferocromul carburat introdus;

— Ni pentru limita prescrisă;

— Mn pentru limita superioară.

Trebuie acordată o grijă deosebită calculării fosforului, deoarece tehnologia nu are perioadă de defosforare. Topirea se execută obişnuit, avîndu-se în vedere ca la sfîrşit oţelul să fie mai cald. Urmează o perioadă de decarburare prealabilă a oţelului în cuptorul electric pînă la atingerea unui conţinut de carbon de cca 0,30 %, perioadă urmată de răcirea băii metalice pînă la temperaturi de 1 600°C şi apoi de reducerea cu FeSi şi evacuarea integrală a zgurei. În perioada de răcire a băii metalice se adaugă şi feroaliaje pentru corecţiile de aliere.

Evacuarea oţelului este făcută în oala specială, avînd grijă să fie preîncălzită la min. 900°C şi avînd dopul poros încercat în prealabil.

În momentul aşezării oalei pe suporţii din incintă se racordează conducta de argon şi se dă drumul gazului inert pentru un debit care să nu producă împroşcări de oţel. Se pune capacul de protecţie peste oală şi apoi capacul incintei, pornind în acelaşi timp pompele de vid în aşa fel încît să se ajungă la 80 torr în cel mai scurt timp. Se coboară lancea pînă la 800 mm deasupra oţelului şi se începe insuflarea cu oxigen cu un debit de 500—600 Nm^3/h. Momentul opririi insuflării de oxigen se sesizează atît după nivelul debitului de gaze arse evacuate din incintă, cît şi după ajungerea depresiunii la nivelul de la care s-a început insuflarea cu oxigen. După insuflarea de oxigen urmează o perioadă de vacuumare înaintată a oţelului, pentru afinarea fină a lui pînă la ajungerea la echilibru a conţinutului de carbon cu cel de oxigen din baie. Se rupe vidul şi se fac adaosuri de materiale pentru răcirea băii metalice, ca şi adaosuri de FeSi, var, fluorură pentru reducerea zgurei şi formarea unei zgure desulfurante.

După adăugarea acestor materiale, se mai videază oţelul cca 10 min pentru efectuarea desulfurării sub vid.

Ultima perioadă este cea de corecţie de aliere şi de răcire a oţelului pînă la temperatura optimă de turnare.

Această instalaţie şi tehnologia au creat posibilitatea de obţinere a unor oţeluri inoxidabile de calitate, în contextul scăderii simţitoare a costului.

În acest fel, nivelul conţinutului de carbon al oţelurilor elaborate prin VDH a scăzut la 0,04 %, faţă de 0,09 % prin tehnologia clasică.

S-au obţinut compoziţii chimice mai echilibrate între elementele de aliere, fapt care a condus la micşorarea conţinutului de ferită, cu implicaţii directe de prelucrabilitate a oţelului şi în nivelul scoaterii de metal:

— conţinutul de oxigen din oţel a scăzut simţitor, variind între 40 şi 60 ppm faţă de 150—180 ppm realizat cu tehnologia clasică;

— nivelul de puritate a oţelului a crescut, punctajul incluziunilor scăzînd simţitor la valori între 1,5 şi 2 oxizi, 1 sulfuri şi 1,5—2,5 nitruri;

— saltul calitativ s-a produs şi la omogenitatea chimică a oţelului şi la posibilitatea livrării lui sub formă de ţaglă Ø 170—200 pentru extruziune la ţeavă;

— rezistenţă mărită la coroziune intercristalină a oţelului inoxidabil.

Pe fondul acestui salt calitativ al oţelului, trebuie menţionat că costul de fabricaţie a scăzut simţitor, prin:

— recuperarea avansată a cromului din încărcătura aliată şi printr-o ardere mult inferioară faţă de tehnologia clasică. Arderea de crom faţă de tehnologia clasică, care era de cca 21 %, s-a

Tabelul 1

Procedeu	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Ti	Ferită
Clasic	0,09	0,83	0,75	0,012	0,028	17,60	9,75	0,65	7
VDH	0,046	1,27	0,32	0,012	0,032	17,80	9,81	0,32	6

ajuns la 15% pe întreg procedeul de elaborare, adică CE + VOD.

Pe instalaţia VOD pierderea de crom este de 5% în medie, avînd valori şi sub 3%;

— folosirea ferocromului carburat în locul celui afinat;

— scăderea conţinutului de titan pentru stabilizare la minimum şi crearea posibilităţilor de elaborare a altor mărci de oţel inoxidabil cu conţinuturi scăzute de carbon şi fără adaosuri de elemente pentru stabilizare;

— scăderea însemnată a consumului de energie electrică, datorită faptului că în cuptorul electric oţelul este numai topit, apoi prelucrarea lui şi aportul de căldură se fac prin insuflare de oxigen.

Tabelul 2

Elaborat	Cr introdus, kg	Cr la oală, kg VDH	Cr final, kg	P_{VDH}, kg	P final, kg	P_{VDH}, %	P final, %
Clasic	7 048	—	5 561	—	1 487	—	21,09
VDH	6 488	5 795	5 505	289	983	5	15,15

Pe fondul acestor reduceri de costuri are loc şi o creştere cu 20% a productivităţii cuptoarelor electrice, o reproductibilitate mare a aceleiaşi compoziţii chimice, o mecanizare şi automatizare a elaborării, ca şi o scădere însemnată a consumului de metal.

Instalaţia poate fi folosită şi la prelucrarea altor mărci de oţel, cum ar fi slab aliate cu conţinut scăzut de carbon, ca şi posibilitatea prelucrării oţelurilor atît în vederea micşorării conţinutului de sulf, cît şi a conţinutului de hidrogen şi oxigen.

Ca urmare a îmbunătăţirii tehnologiilor de elaborare, turnare şi laminare, dinamica scăderii consumului de metal a cunoscut valori sensibil scăzute de la o tehnologie la alta. Dacă în anul 1980, cînd s-au pus bazele noii tehnologii de elaborare, consumul de metal era de 1 412 kg/t, în 1981, după aplicarea tehnologiei VDH, consumul de metal a scăzut la 1 332 kg/t, iar prin tehnologia de turnare sub protecţie de gaz inert, consumul de metal a scăzut la 1 290 kg/t (pentru blumuri de 220 × 220).

Pe fundalul menţinerii vechilor dimensiuni, la C. S. Hunedoara s-a început fabricaţia de noi dimensiuni de semifabricate, care să vină în întîmpinarea cerinţelor economiei naţionale. Astfel, începînd din anul 1982, a început livrarea oţelului inoxidabil şi sub formă de semifabricat de Ø130 şi Ø170, necesar fabricării de ţevi din oţel inoxidabil fără sudură.

Într-un timp foarte scurt s-au asimilat tehnologiile de laminare a rotundului de 170 atît pe Laminorul 800, cît şi pe Laminorul 650, în aşa fel încît de la începutul lunii septembrie 1982 să se treacă pe flux industrial la laminarea oţelului inoxidabil pe cele două laminoare.

Tot în acest context, C.S. Hunedoara, înzestrat cu instalaţii moderne de tratament şi prelucrare a oţelului în afara cuptorului, a reuşit să asimileze noi mărci de oţeluri inoxidabile cu conţinuturi de carbon scăzute, care să aducă noi rezultate în domeniul scăderii consumurilor de feroaliaje, a consumului de energie electrică.

Pentru îndeplinirea unor programe prioritare ale industriei naţionale, s-au asimilat oţeluri din mărcile W 1.4306 şi W 1.4435, care să poată fi folosite la obţinerea de ţevi pentru schimbătoarele de căldură de la centrale nucleare.

Dr. ing. C. Catrinoiu

Cercetări privind posibilitatea fabricației profilului PC90

CZ: 621.771.26

Cercetarea efectuată a avut drept scop determinarea mărcii de oțel care poate fi utilizată în condițiile de producție ale fluxului oțelărie — laminor bluming Ø 1300 mm—laminor Ø 750 I —linie de profile mici, la fabricarea profilului de tip PC 90, utilizat la armarea betoanelor.

Acest tip de oțel nu este inclus în standardul 438/1 — 80 „Oțel beton laminat la cald", fapt ce a necesitat prezenta cercetare.

Pentru a determina influența compoziției chimice asupra caracteristicilor mecanice și a rezistenței la îndoirea la rece, s-au elaborat 20 de șarje în cuptorul de inducție de 100 kg, a căror compoziție chimică este redată în tabelul 1.

În tabelul 1 este redată analiza chimică a epruvetelor prelevate din barele forjate.

Alegerea compozițiilor chimice pentru cele 20 de șarje s-a făcut în funcție de prescripțiile literaturii de specialitate privind fabricația oțelurilor beton de înaltă rezistență de diferite mărci, precum și în funcție de rezultatele caracteristicilor mecanice de rezistență obținute la diferite mărci de oțeluri la C.S.H.

Oțelul a fost turnat în bare de Ø130 mm, formarea făcîndu-se cu amestec de formare uscat cu CO_2. Turnarea s-a efectuat direct, în cîte trei bare pe șarjă.

Pe partea superioară a oțelului, s-a adăugat praf antiretasură tip exoterm, în scopul micșorării înălțimii retasurii.

Din cele 20 de șarje au rezultat 60 bare, care au fost supuse operației de forjare, pînă la Ø25 mm.

Elaborarea oțelului a constat în topirea încărcăturii, formată din oțel și fontă, calculată pentru a se obține la topire conținutul de carbon dorit. Procesul de decarburare în cuptor este foarte lent, neînregistrîndu-se scăderi mari ale conținutului de carbon la topire, pînă la evacuarea șarjei (5—10% pierderi ale conținutului de carbon). Alierea cu Mn, V, Cr, Si, Nb s-a făcut în cuptor, prin adăugarea feroaliajelor înainte de evacuare.

La topire s-a determinat analiza chimică prin metoda spectrală, pe probe luate din cuptor. În această perioadă, șarja s-a menținut la o temperatură mai mică, pentru a nu avea arderi mari ale elementelor chimice, care nu ar mai fi putut să fie controlate.

Probele finale s-au executat la Quantovac și gazvolumetric pentru C și S.

Tabelul 1

Nr. șarjei	%												
	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	Mo	V	Nb	Al	Sn
1 *A*	0,67	1,53	1,03	0,038	0,024	0,06	0,25	0,07	0,02	—	—	0,065	0,013
1 *B*	0,67	1,15	0,95	0,048	0,030	0,08	0,05	0,09	0,01	—	0,11	0,028	0,009
1 *C*	0,48	1,22	0,80	0,040	0,019	0,08	0,09	0,09	0,02	—	—	0,025	0,010
1 *D*	0,49	1,25	1,02	0,045	0,024	0,08	0,07	0,12	0,01	0,11	—	0,030	0,012
2 *A*	0,42	1,41	0,65	0,022	0,033	0,11	0,13	0,07	0,01	0,10	—	0,025	0,011
2 *B*	0,41	1,34	0,65	0,034	0,026	0,15	0,18	0,15	0,02	—	0,04	0,062	0,016
2 *C*	0,39	1,50	0,78	0,039	0,033	0,14	0,14	0,16	0,03	0,18	—	0,055	0,020
2 *D*	0,38	1,63	0,79	0,044	0,031	0,15	0,16	0,17	0,03	0,08	0,05	0,050	0,016
3 *A*	0,40	1,50	0,84	0,040	0,025	0,10	0,12	0,13	0,02	0,05	—	0,055	0,020
3 *B*	0,33	1,51	0,70	0,038	0,030	0,14	0,14	0,16	0,02	0,10	—	0,050	0,016
3 *C*	0,27	1,45	0,61	0,037	0,030	0,14	0,15	0,15	0,01	0,15	—	0,045	0,020
3 *D*	0,27	1,37	0,76	0,038	0,030	0,15	0,15	0,16	0,03	0,15	0,04	0,048	0,020
4 *A*	0,30	1,46	0,79	0,030	0,030	0,33	0,10	0,12	0,03	0,21	—	0,067	0,013
4 *B*	0,36	1,53	0,68	0,031	0,030	0,65	0,11	0,12	0,01	0,09	—	0,023	0,015
4 *C*	0,35	1,55	0,78	0,032	0,032	0,89	0,15	0,15	0,02	0,13	—	0,035	0,017
4 *D*	0,30	1,62	0,84	0,024	0,034	0,89	0,16	0,08	0,02	0,10	0,05	0,040	0,015
5 *A*	0,25	1,50	0,78	0,020	0,030	0,12	0,15	0,08	0,01	0,13	—	0,040	0,020
5 *B*	0,24	1,53	0,73	0,030	0,032	0,13	0,12	0,14	0,02	—	0,07	0,060	0,016
5 *C*	0,35	1,60	0,80	0,031	0,035	0,12	0,10	0,13	0,02	0,10	—	0,062	0,011
5 *D*	0,30	1,47	0,77	0,038	0,030	0,12	0,11	0,12	0,02	—	0,07	0,052	0,017

Tabelul 2

Numărul şarjei	R_e (kgf/mm²)		$R_{p0,2}$ (kgf/mm²)		R_m (kgf/mm²)		A_5 (%)		Z (%)		*KCU* 30/2 (kgfm/cm²)		Îndoire	
													Ø dorn (mm)	unghi de îndoire pînă la rupere (°)
	F	*N*	*F*	*N*	*F*	*N*	*F*	*N*	*F*	*N*				*F* / *N*
1 *A*	68,7	66,8	67,4	65,5	109,4	110,7	14,0	13,4	21,5	39,2	3,2	4,2	75	120 / 180
	68,1	68,1	67,4	66,2	108,8	111,4	14,0	16,0	20,8	43,8	3,4	4,0		
1 *B*	64,9	59,8	63,0	56,6	104,4	102,5	12,4	14,6	22,6	29,6	3,5	4,2	75	180 / 180
	64,9	60,4	63,0	59,2	105,0	101,8	12,2	13,2	26,1	31,1	4,0	4,0		
1 *C*	63,0	56,6	62,3	56,0	87,8	85,5	16,8	19,2	34,4	36,0	5,8	7,2	75	180 / 180
	58,5	57,9	57,9	57,0	86,5	86,5	16,8	19,4	32,8	40,7	6,2	7,2		
1 *D*	68,1	61,7	67,4	61,1	96,7	84,6	16,2	17,2	40,7	43,8	6,5	8,7	75	180 / 180
	67,4	61,1	66,8	61,1	96,7	84,0	12,8	21,0	31,1	45,2	6,1	8,7		
2 *A*	70,0	63,0	68,7	62,3	95,5	85,5	18,2	22,2	49,6	55,1	5,2	10,6	75	180 / 180
	70,8	65,5	68,7	64,9	96,1	87,8	18,0	18,2	39,2	46,7	6,3	12,4		
2 *B*	62,3	58,5	61,7	57,3	89,1	84,6	13,6	20,4	26,1	42,3	9,5	10,9	75	180 / 180
	59,8	59,2	57,9	58,5	86,5	82,7	18,6	19,6	36,0	42,3	7,2	13,3		
2 *C*	78,3	68,7	77,6	68,4	103,7	91,0	10,0	17,4	19,0	34,4	2,4	7,1	75	180 / 180
	78,3	69,4	78,3	69,4	105,0	92,9	10,6	15,4	22,6	36,0	4,5	7,0		
2 *D*	69,4	16,7	68,7	61,1	96,1	86,5	11,4	20,2	22,6	43,8	5,8	8,4	75	30 / 180
	70,0	56,6	70,0	56,0	96,7	87,8	11,6	18,0	19,0	37,6	5,7	11,1		
3 *A*	65,5	61,7	64,9	61,1	89,7	90,4	17,0	18,6	31,1	46,7	7,9	7,7	75	180 / 180
	65,5	57,9	64,9	57,3	90,4	89,1	16,4	18,6	37,6	36,0	8,8	15,8		
3 *B*	69,4	16,7	68,7	61,1	87,2	78,8	16,4	20,4	39,2	46,7	7,6	12,8	75	180 / 180
	68,7	59,2	68,1	57,9	87,8	78,9	14,0	22,4	32,8	45,2	10,2	12,1		
3 *C*	71,9	62,3	72,5	61,1	92,3	83,4	13,6	20,6	29,5	42,2	6,3	8,4	75	180 / 180
	71,3	62,3	71,3	61,1	91,6	83,4	15,0	19,6	27,8	39,2	6,5	10,2		
3 *D*	68,7	58,9	68,7	59,2	84,6	78,9	12,8	22,0	39,2	49,6	8,4	13,9	75	180 / 180
	69,4	62,3	68,7	60,4	86,5	80,8	13,0	21,2	36,0	46,7	10,1	16,4		
4 *A*	74,0	63,0	77,0	61,1	103,9	82,7	12,0	23,4	29,5	56,5	7,9	13,1	75	180 / 180
	73,0	64,3	75,7	63,6	96,1	83,4	13,4	23,0	32,8	60,3	7,4	10,5		
4 *B*	76,4	65,0	76,4	64,3	101,2	122,2	13,4	9,0	34,4	17,2	5,2	4,7	75	180 / 40
	78,9	66,0	78,9	64,3	102,5	120,3	11,6	10,4	24,4	13,5	6,2	4,0		
4 *C*	ned.	98,0	109,5	109,5	140,0	140,0	4,4	4,4	11,7	11,7	6,3	6,3	75	10 / 10
		97,0	108,8	108,8	138,9	138,9	2,4	2,4	5,9	5,7	6,8	6,8		
4 *D*	ned.	92,0	104,4	90,4	148,9	133,7	2,4	8,7	Ø	19,0	2,8	7,5	75	10 / 180
		91,0	103,7	87,8	140,0	133,7	1,8	6,4	Ø	11,7	3,1	9,4		
5 *A*	68,1	57,3	67,4	56,0	84,6	78,9	12,6	22,0	27,8	46,7	11,4	9,9	75	180 / 180
	70,0	56,0	69,4	55,3	87,2	77,0	12,6	20,6	27,8	37,6	10,5	10,1		
5 *B*	55,3	53,4	55,3	54,1	78,3	72,5	13,4	18,2	26,1	29,5	7,2	14,6	75	160 / 180
	60,4	54,1	60,4	54,7	79,5	73,2	14,2	22,6	19,0	46,7	12,1	13,6		
5 *C*	67,4	54,1	67,4	54,1	89,1	83,4	11,4	16,8	22,6	29,5	5,4	9,2	75	180 / 180
	70,0	57,9	70,0	57,9	91,0	83,4	11,4	16,4	22,6	27,8	4,9	9,8		
5 *D*	59,2	57,3	58,5	57,3	78,9	75,7	16,0	25,0	27,8	57,8	11,8	16,4	75	180 / 180
	60,4	56,6	59,8	56,6	78,9	76,1	15,0	25,0	32,8	57,8	12,6	23,4		

F — stare forjată; *N* — stare normalizată

Dezoxidarea s-a făcut în cuptor, cu Fe—Mn, Fe—Si şi Al, completîndu-se în oală cu Al.

Fierul vechi introdus în încărcătură a fost cu compoziţia chimică determinată în prealabil, pentru ca la topire să se încadreze în analiza chimică prescrisă pentru elementele care nu oxidează, iar conţinutul de carbon să fie cît mai apropiat de cel necesar în final.

La unele şarje s-au efectuat recarburări cu bucăţi de fontă introduse în baia lichidă.

Din fiecare bară a şarjei s-a forjat o singură bară cu Ø 25 mm începînd dinspre picior, iar partea dinspre maselotă a fost aruncată.

În scopul testării mai complete a celor 20 şarje, s-au executat determinări la fiecare în parte, pe următoarele stări:

A — stare forjată — strunjită la Ø 20 mm;
B — stare normalizată şi strunjită la Ø 20 mm;
C — stare recoaptă;
D — stare călită — revenită.

Rezultatele obţinute în laborator pentru caracteristicile de rezistenţă, rezilienţă şi îndoire sînt redate în tabelele 2 şi 3.

Rezistenţa la şoc este o caracteristică neimpusă pentru oţelurile de tip PC90, dar s-a efectuat în scopul caracterizării mai complete a acestei mărci.

Tabelul 3

Numărul șarjei	R_e (kgf/mm²)		$R_{p0,2}$ (kgf/mm²)		R_m (kgf/mm²)		A_5 (%)		Z (%)		*KCU* 30/2 (kgfm/cm²)		Îndoire		
													Ø dorn	unghi de înd. până la rupere (°)	
	R	*CR*	*R*	*CR*	*R*	*CR*	*R*	*CR*	*R*	*CR*				*R*	*CR*
1 *A*	44,5 – 44,5	134,9 – 133,7	43,2 – 43,2	133,0 – 130,5	91,6 – 91,6	146,4 – 144,5	15,6 – 15,4	11,2 – 10,6	26,1 – 26,1	34,4 – 34,4	2,5 – 2,1	3,6 – 3,7	75	110	30
1 *B*	44,5 – 44,5	152,8 – 151,8	40,1 – 41,3	152,8 – 148,9	86,5 – 86,5	166,3 – 162,6	15,0 – 16,8	8,0 – 6,4	27,8 – 31,1	26,1 – 22,6	2,7 – 2,7	3,1 3,7	75	130	100
1 *C*	43,9 – 44,5	95,5 – 99,7	43,2 – 44,5	95,5 – 98,6	75,1 – 74,4	109,5 126,0	25,0 – 24,0	12 – 12	48,2 – 48,2	42,3 37,6	5,5 – 5,9	7,0 – 6,5	75	180	180
1 *D*	46,4 49,0	138,9 – 138,2	46,4 – 48,3	138,9 – 138,2	74,4 – 76,4	143,2 – 142,6	17,6 – 17,2	10,4 – 12,8	39,2 – 36,0	26,1 33,8	5,4 – 5,3	5,5 3,5	75	180	170
2 *A*	48,3 – 47,0	115,2 – 115,8	47,7 – 47,1	114,6 – 115,2	75,1 75,1	118,4 – 119	24,2 – 24,4	12,4 – 11,6	55,1 – 55,1	43,7 – 42,3	6,8 – 6,7	5,7 – 5,7	75	180	180
2 *B*	49,3 – 49,0	104,4 – 105,0	49,0 – 49,6	103,7 104,4	75,1 – 77,0	107,6 – 108,2	25,4 – 22,4	11,4 – 14,4	56,5 – 53,8	34,4 48,2	7,6 – 6,5	9,0 – 9,0	75	180	180
2 *C*	54,7 – 54,1	115,2 – 113,9	54,7 – 56,0	115,2 – 113,9	78,9 – 80,8	120,9 – 120,3	23,0 – 23,2	13,6 – 12,4	55,1 – 52,4	45,2 42,3	5,0 – 6,8	5,5 – 4,0	75	180	180
2 *D*	47,3 – 52,8	111,4 – 113,9	47,7 – 53,4	112,0 – 114,6	78,3 – 78,3	117,7 – 119	22,8 – 25,0	14,4 – 13	55,1 – 57,8	45,2 – 42,3	6,1 – 7,4	5,1 – 4,9	75	180	180
3 *A*	49,0 – 49,6	117,1 – 113,9	49,0 – 50,2	115,8 – 113,3	80,2 – 80,8	121,6 – 119	26,2 – 23,4	12,2 – 12,8	53,8 – 53,8	42,3 – 46,7	5,3 – 6,2	7,2 – 6,6	75	180	170
3 *B*	52,8 – 53,4	102,5 – 101,8	53,4 – 53,4	101,8 – 101,2	75,1 – 75,7	107,6 – 106,3	24,2 – 24,8	14,4 – 13,4	56,5 – 59,1	45,2 – 48,2	8,1 – 7,9	7,0 – 6,5	75	180	180
3 *C*	55,3 – 52,1	112,0 – 107,6	54,7 – 52,8	111,4 – 106,3	74,4 – 73,2	113,3 – 110,1	27,2 – 25,4	12,6 – 14,6	61,6 – 57,8	45,2 – 49,6	10,4 – 12,2	7,6 – 7,4	75	180	180
3 *D*	53,1 – 55,0	112,0 – 111,4	53,4 – 55,3	112,0 – 111,4	71,3 – 73,8	113,9 – 113,9	26,8 – 27,0	14,6 – 12,8	62,8 – 61,6	53,8 – 49,6	17,7 – 14,2	8,7 – 7,7	75	180	180
4 *A*	63,0 – 64,3	neprinsă	61,1 – 63,6	113,3 – 107,6	82,7 – 83,4	114,6 – 111,4	23,4 – 23,0	14,8 – 14,6	56,5 – 60,3	45,2 – 45,2	13,1 – 10,5	4,9 – 5,4	75	180	180
4 *B*	61,7 57,9	119,6 – 116,5	61,7 – 56,6	119,6 118,4	84,6 – 83,4	122,2 – 119,6	23,0 – 24,0	10,6 – 11,4	57,8 – 60,3	40,7 – 40,7	8,5 – 8,4	5,0 – 5,4	75	180	180
4 *C*	neprinsă	115,8 – 116,5	73,8 – 75,1	115,8 – 116,5	109,5 – 109,5	126,7 – 126,7	16,8 – 13,4	11 – 13	31,1 – 20,8	40,7 – 40,7	4,4 – 5,2	1,6 – 1,7	75	165	170
4 *D*	54,1 – 51,5	112,0 – 113,3	54,7 – 50,9	112,0 – 113,3	83,4 – 82,2	120,3 – 120,9	22,4 – 21,2	13,8 – 14,8	57,7 – 57,7	48,2 – 46,7	4,1 – 4,7	4,6 – 4,0	75	180	180
5 *A*	50,9 – 50,9	87,8 – 76,4	50,9 – 50,9	85,9 – 75,1	70,0 – 70,0	95,5 – 91	25,4 – 26,2	16,8 – 16,8	59,1 – 61,6	57,8 – 57,8	7,9 – 8,1	11,9 – 12,1	75	180	180
5 *B*	50,2 – 50,9	88,5 – 85,9	50,2 – 52,2	91,0 – 85,9	68,7 – 68,1	92,9 – 93,5	28,0 – 26,7	12,8 – 16,4	64,0 – 64,0	59,1 – 61,6	16,4 – 17,6	11,5 – 14,2	75	180	180
5 *C*	58,5 – 58,5	110,7 – 110,7	57,8 – 59,2	112 – 112	83,4 – 80,2	115,8 – 115,2	20,8 – 22,6	13,4 – 13,4	56,5 – 56,5	45,2 – 43,8	8,2 – 9,4	5,1 – 4,7	75	180	180
5 *D*	56,6 – 55,3	91 – 91,6	57,9 57,3	95,5 – 95,5	73,8 – 72,5	98,0 – 98,6	26,4 – 26,0	17,2 – 18,6	64,0 – 62,8	49,7 – 51	17,5 – 17,5	12,2 – 10,9	75	180	180

R — stare recoaptă; *CR* — stare călit-revenit

În tabelul 4 sînt prezentaţi parametrii tratamentului termic aplicat la epruvetele din cele 20 de şarje.

Pentru fiecare stare de tratament s-au executat cîte 2 epruvete de tracţiune, în tabele dîndu-se rezultatele încercării acestora.

În figurile 1, a—d sînt redate epruvetele de tracţiune, rezistenţă şi îndoire în stare forjată (4 B. F.), stare normalizată (4 B. N.), stare recoaptă (4 B. R.) şi în stare călită-revenită (4 B. C. R), după ce s-au efectuat încercările, fapt care atestă modul de comportare la aceste încercări.

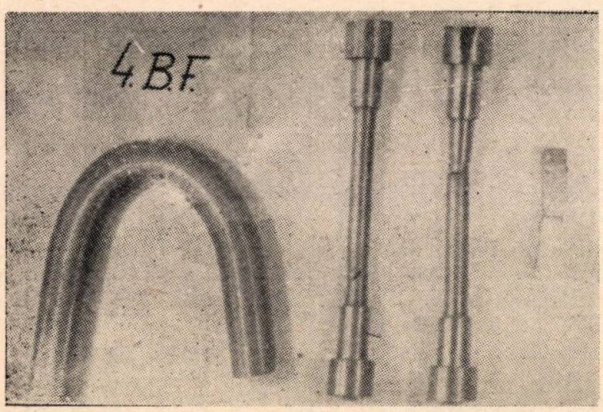
Caracteristicile mecanice prescrise pentru marca PC 90 în STAS 438/67 sînt cele prezentate în tabelul 5.

Comparînd rezultatele caracteristicilor mecanice obţinute pe cele 20 de şarje cu prescripţiile STAS pentru marca PC90, rezultă următoarele:

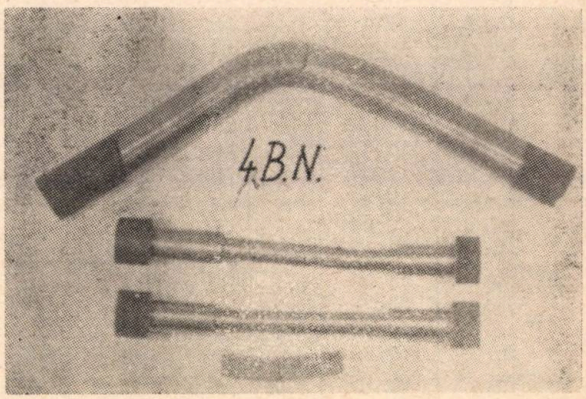
Pentru starea forjată au fost obţinute valori corespunzătoare la şarjele 1*A*, 1*B*, 1*D*, 2*A*, 2*C*, 2*D*, 4*A*. La restul de şarje nu s-a obţinut valoarea minimă de 90 kgf/mm² pentru R_m, cu toate că pentru limita de curgere au fost obţinute valori corespunzătoare.

Tabelul 4

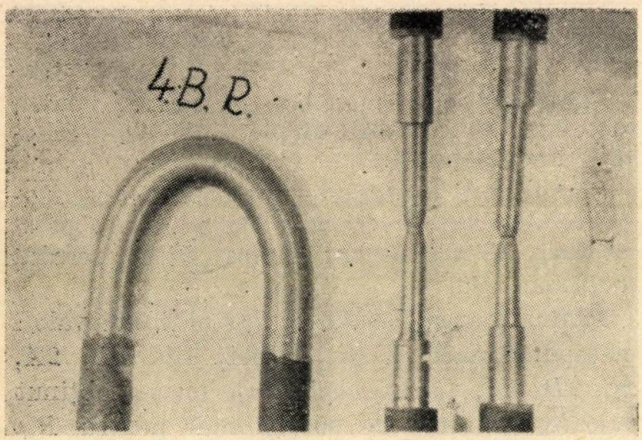
Numărul şarjei	Normalizare			Recoacere			Călire			Revenire		
	Temp. de înc. (C°)	Timp de menţ. (min)	Mediul de răcire	Temp. de înc. (°C)	Timp de menţ. (min)	Mediul de răcire	Temp. de înc. (°C)	Timp de menţ. (min)	Med. de răcire	Temp. de înc. (°C)	Timp de menţ. (min)	Mediul de răcire
1 *A*	810—840	25	aer	810	60	cuptor	825	25	ulei	520	60	aer
1 *B*	830—845	30	aer	840—855	60	cuptor	840—860	30	ulei	440	60	aer
1 *C*	860	25	aer	840	60	cuptor	840	30	ulei	540	60	aer
1 *D*	850	25	aer	840	60	cuptor	850	30	ulei	480	60	aer
2 *A*	860	25	aer	760	60	cuptor	845	25	apă	560	60	aer
2 *B*	860	25	aer	840	60	cuptor	845	25	apă	540	60	aer
2 *C*	860	25	aer	840	60	cuptor	840	25	ulei	540	60	aer
2 *D*	850	25	aer	840	60	cuptor	840	25	ulei	560	60	aer
3 *A*	860	25	aer	840	60	cuptor	845	25	apă	540	60	aer
3 *B*	870	25	aer	850	60	cuptor	850	25	apă	550	60	aer
3 *C*	870	25	aer	850	60	cuptor	850	25	apă	540	60	aer
3 *D*	870	25	aer	850	60	cuptor	850	25	apă	540	60	aer
4 *A*	850	30	aer	850	60	cuptor	850	25	apă	540	60	aer
4 *B*	860	25	aer	840	60	cuptor	840	25	ulei	540	60	aer
4 *C*	860	25	aer	760	60	cuptor	845	25	apă	560	60	aer
4 *D*	860	25	aer	840	60	cuptor	840	25	apă	540	60	aer
5 *A*	880	25	aer	850	60	cuptor	850	25	apă	560	60	aer
5 *B*	880	25	aer	855	60	cuptor	860	25	apă	540	60	aer
5 *C*	850	25	aer	840	60	cuptor	840	25	ulei	530	60	aer
5 *D*	860	25	aer	840	60	cuptor	840	25	apă	540	60	aer



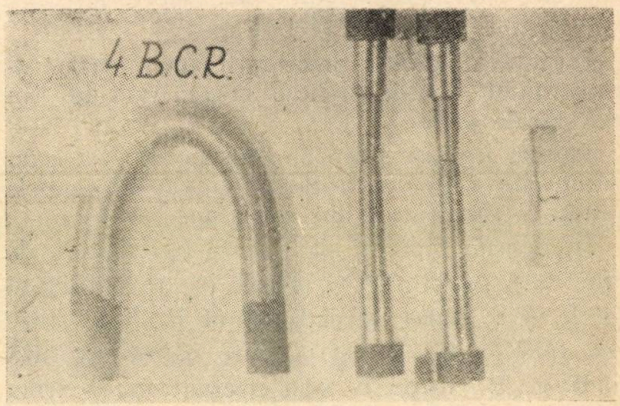
a



b



c



d

Fig. 1. Epruvete de tracţiune, rezistenţă şi îndoire în stare: *a* — forjată (4B.F.); *b* — normalizată (4 B.N.); *c* — recoaptă (4B.R.); *d* — călită-revenită (4B.C.R.)

Tabelul 5

Marca	Diametrul (mm)	Rezistența la tracțiune		Alungirea la rupere A_5, %, min	Încercarea la îndoire la rece	
		Limita de curgere R_e sau $R_{p0,2}$, N/mm² (kgf/mm²) min.	Rezistența la rupere R_m, N/mm² (kgf/mm²) min.		Unghiul de îndoire (°)	Diametrul dornului (mm)
PC90	10—32	590(60)	890(90)	12	90	4d

Cele mai bune valori pentru toate caracteristicile mecanice în stare forjată au fost obținute la șarjele $1B$, $2C$ și $4A$, cu mențiunea că șarjele $2C$ și $4A$ au carbonul mult mai mic decît șarja $1B$. La ambele șarje, epruvetele de îndoire nu s-au rupt pînă la 180°.

Se precizează că toate încercările de îndoire s-au executat pe dorn cu Ø 75 mm în locul dornului cu Ø 80 mm, cum este prescris în STAS 480/67, deci încercare în condiții mai severe.

Pentru șarja $4B$, cu Cr = 0,65 % și V = =0,09 %, C = 0,30 %, Mn = 1,46 %, s-au obținut valori foarte bune la toate caracteristicile mecanice de rezistență, în afara alungirii, care este la limita minimă.

Pentru starea normalizată, stare de tratament de care se apropie laminatele obținute la linia de profile mici, șarja $1B$ se obține cu limita de curgere sub valoarea minimă prescrisă în STAS 438/67, respectiv 60 kgf/mm², menținîndu-se cu valori corespunzătoare pentru $R_{p0,2}$ și R_m numai șarja $4B$, însă aceasta a avut alungirea mult mai mică ; de asemenea, au apărut crăpături pe material la un unghi de 40°. Șarjele $4D$, $4C$ s-au obținut de asemenea cu limite de curgere și R_m corespunzătoare, dar cu valori scăzute pentru R_m și ruperi la unghiuri mai mici de 90°.

Pentru stare normalizată, rămîne ca singură variantă posibilă șarja $4B$.

În stare recoaptă, numai șarja $4C$ are caracteristici mecanice corespunzătoare, însă aceasta este cu un conținut prea ridicat de crom (0,89 % Cr).

Pentru starea călită-revenită, s-au obținut caracteristici mecanice corespunzătoare la șarjele $1C$, $2C$, $2D$, $3A$, $3B$, $3C$, $3D$, $4A$, $4D$, $5A$, $5B$, $5C$, $5D$.

Se poate trage concluzia că pe starea călită-revenită cu reglarea temperaturii de revenire se poate obține PC90 și din PC52, cu carbonul și manganul spre limitele superioare ; de asemenea din PC60, însă această tehnologie necesită cheltuieli mai mari.

Potrivit datelor obținute se pot trage următoarele concluzii :

— Oțelul de marcă PC90 s-ar putea obține prin tratament adecvat de călire și revenire, din oțelul de marcă PC52 sau PC60, dacă există instalații adecvate.

— Starea laminată pe linia de profile mici nu poate fi definită în mod exact pentru fiecare dimensiune de laminat, datorită mulțimii parametrilor tehnologici de influență pe starea laminată la această marcă, ce conduc la dispersii mari ale valorilor caracteristicilor de rezistență.

— Șarjele cu care se pot face experimentări la PC90 pe laminat în linia de profile mici trebuie să fie cu analiza apropiată de șarjele $2C$ și $4B$, după cum urmează :

0,32—0,40 % C ;	1,30—1,60 % Mn ;
0,65—0,90 % Si ;	max. 0,04 % P ;
0,30—0,50 % Cr ;	max. 0,30 % Cu ;
0,12—0,18 % V ;	0,015—0,060 % Al ;
max. 0,04 % S ;	max. 0,30 % Ni.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wusatowski, Z. *Bazele laminării*. București, Editura tehnică, 1972, p. 23—32.

[2] Cijikov, Iu. M. *Procesele de deformare plastică a oțelurilor aliate și aliajelor neferoase speciale*. București, Editura tehnică, 1969, p. 49—54.

[3] Popescu, N. și Vitănescu, C. *Tehnologia tratamentelor termice*. București, Editura tehnică, 1974, p. 170—204 și 250—288.

[4] Nadăsan, Șt. *Încercări și analize de metale*, București, Editura tehnică, 1965.

Creşterea calităţii şi a procentului de scoatere la laminarea oţelurilor aliate, prin introducerea unor noi tehnologii de prelucrare la cald

Prof. dr. ing. I. Ilea

CZ: 621.77.016.2: 65.011.4

Dezvoltarea unor domenii de vîrf ale tehnicii impune utilizarea în proporţie mărită a oţelurilor aliate şi înalt aliate. În acest scop, o mare importanţă economică prezintă oţelul X 10 CrNiMoTi 1712.

Prezenţa în compoziţia chimică îndeosebi a cromului şi titanului duce la formarea unei structuri bifazice, cauzată de ferita care micşorează plasticitatea. Astfel, la laminarea lingourilor se obţin semifabricate cu fisuri şi crăpături pe feţele şi muchiile acestora, care înrăutăţesc scoaterea şi nivelul calitativ. Dacă laminarea nu se întrerupe la timp, defectele se dezvoltă continuu, ducînd la rebutarea semifabricatelor. De aceea,tehnologia de laminare aplicată în R S. România şi străinătate prevede două fluxuri care includ operaţiile din figura 1 :

— fluxul *I* (trasat cu linie plină) — pentru şarjele cu plasticitate bună;

— fluxul *II* (trasat cu linie întreruptă) — pentru şarjele cu plasticitate scăzută.

Din cercetările efectuate pe 118 şarje industriale din acest oţel, rezultă că:

—toate şarjele cu conţinut de ferită pînă la 5% respectă integral fluxul *I*;

— la şarjele cu ferită peste 5%, plasticitatea scade odată cu creşterea conţinutului acestei faze.

Rezultă că tehnologia actuală, în care o pondere ridicată revine fluxului *II*, conduce la obţinerea unei productivităţi scăzute, consum ridicat de energie, metal şi manoperă.

Cercetările iniţiale pe lingouri cu conţinut de ferită 10—12% au avut ca scop găsirea unor soluţii de scurtare a duratei de încălzire comparativ cu tehnologia actuală şi trecerea la laminarea pe fluxul *I* a şarjelor cu plasticitate scăzută.

Aplicînd regimul indicat de diagrama din figura 2, conţinutul de ferită al oţelului s-a redus de la 12 la 8%.

Structura obţinută scoate însă în evidenţă tendinţa de separare a carburilor la limita dintre grăunţi, ce constituie amorse tensionale de fisurare şi scade rezistenţa la coroziune.

Apariţia acestui fenomen este cauzată de viteza insuficientă de răcire.

Pentru a evita tendinţa de separare a carburilor, s-au experimentat variante de încălzire cu aplicarea unor viteze mari de răcire.

Astfel, efectuînd încălzirea oţelului după diagrama din figura 3, se observă în structură o uşoară tendinţă de globulizare şi fărîmiţare a feritei, precum şi o diminuare a acestei faze de la 12 la 8%.

Alte variante de încălzire experimentate (fig. 4 şi 5) diferă de primele prin complexitatea lor şi durata de menţinere la diferite temperaturi. Rezultatele obţinute după încălzirea pendulară aplicată arată o reducere satisfăcătoare a conţinutului de ferită, dar în ambele cazuri forma sub care se prezintă în structură acest constituent este de nedorit, întrucît favorizează fisurarea oţelului la prelucrare.

Încălzirea după un regim asemănător s-a dovedit economic nerentabilă, avînd în vedere consumul ridicat de combustibil.

Aceste considerente au determinat cercetarea unor soluţii mai simple, uşor de reprodus în condiţii industriale şi cu efect mai mare în privinţa dizolvării sau globulizării feritei.

Dintre acestea, prezintă interes pentru practică diagrama din figura 6.

Analizînd structura obţinută după încălzirea în acest regim, se constată rezultatele favorabile în privinţa dizolvării feritei (de la 12 la 5%), precum şi o tendinţă mai mare de globulizare a fazei remanente.

Definirea domeniului maxim al temperaturii de laminare necesită cercetarea fenomenelor care se produc în structura oţelului la temperaturi mai ridicate. Pentru aceasta s-a experimentat încălzirea după diagramele din figurile 7 şi 8, utilizînd probe cu conţinut iniţial de ferită 10%. În cazul încălzirii după diagrama din figura 7, ferita a crescut la 16%, observîndu-se în structură precipitarea ei sub forma unor cuiburi, care de fapt sînt ferita δ, constituent ce înrăutăţeşte plasticitatea.

Începutul domeniului de apariţie a feritei δ este legat de diagrama din figura 8 şi de structura respectivă în care se constată parţial o globulizare a feritei, dar în acelaşi timp şi o tendinţă de precipitare.

Pentru a defini mai corect regimul optim de încălzire, s-au efectuat şi încercări de deformabilitate prin metoda torsionării la cald în intervalul 1 000—1 250°C.

Caracteristicile tehnologice obţinute, respectiv plasticitatea — exprimată prin numărul de răsuciri pînă la rupere (N)—şi rezistenţa la deformare — exprimată prin valoarea momentului corespunzător ruperii (M)— sînt date în figura 9.

Se observă că plasticitatea nu înregistrează o valoare ridicată; totuşi, nivelul maxim se situează în jurul temperaturii de 1 150—1 200°C.

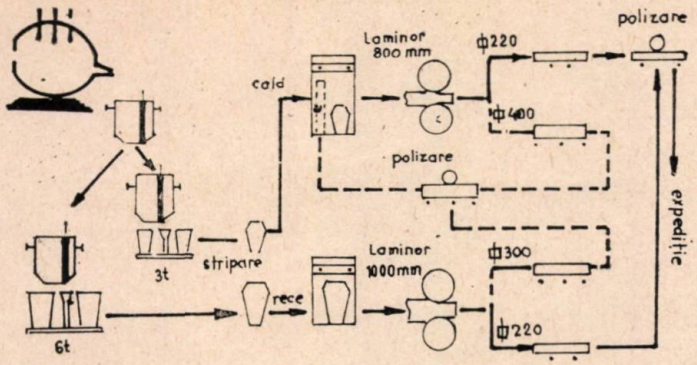


Fig. 1

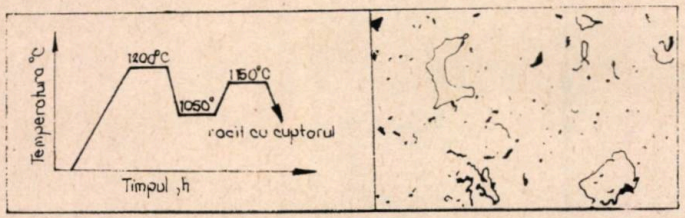


Fig. 2

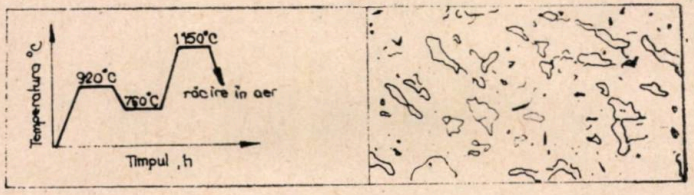


Fig. 3

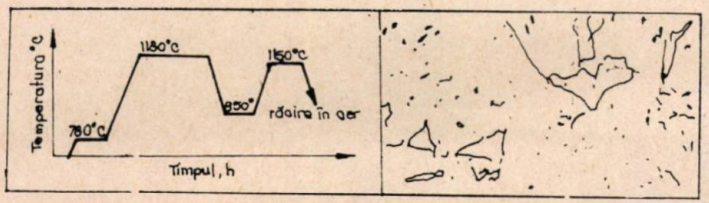


Fig. 4

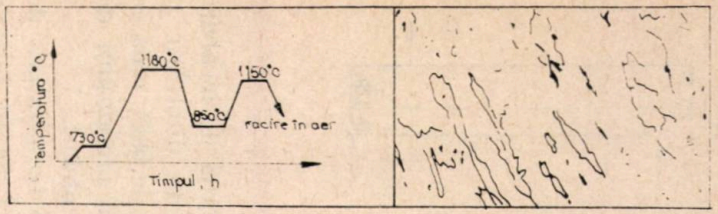


Fig. 5

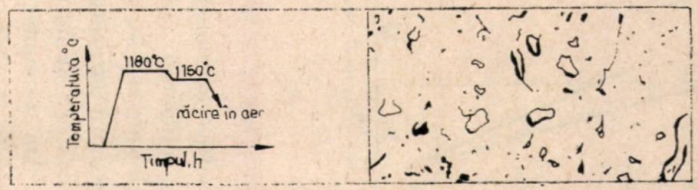


Fig. 6

Fig. 7

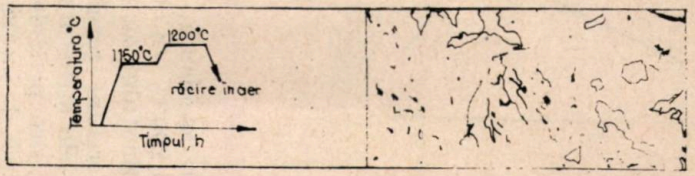


Fig. 8

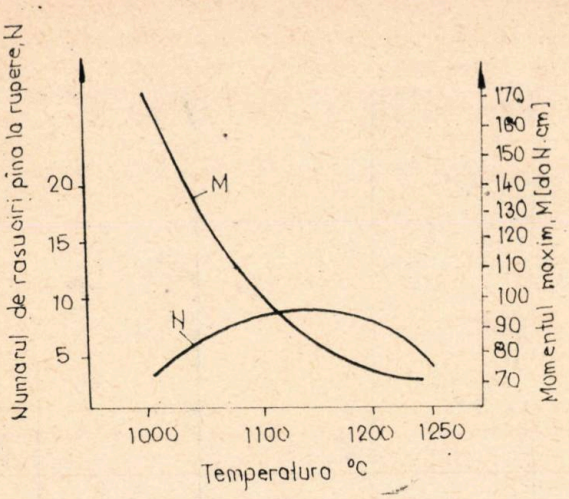


Fig. 9

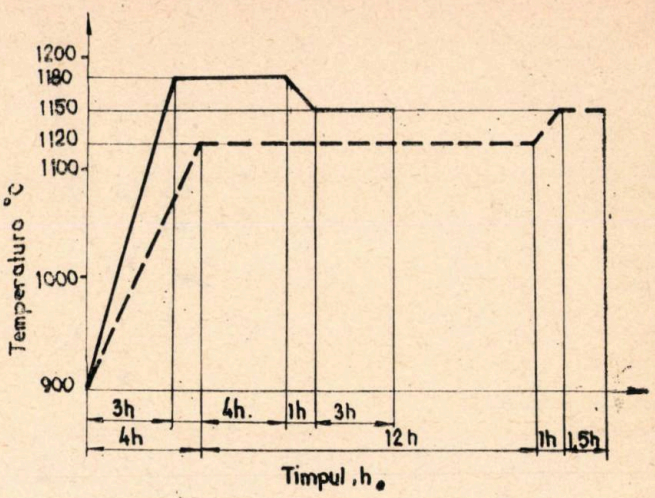


Fig. 10

De asemenea, în structura probelor răsucite la 1 200°C, s-a observat tendința de creștere a conținutului de ferită.

Corelînd rezultatele de deformabilitate cu efectele structurale obținute din încercările de încălzire pendulară, se observă că temperatura optimă de încălzire în vederea laminării (nivelul maxim) este de 1 180°C.

Aplicînd rezultatele cercetării, recent s-a introdus la scară industrială o nouă tehnologie de încălzire a lingourilor din această calitate (indicată cu linie plină în fig. 10), comparativ cu tehnologia practicată pînă în prezent (linia întreruptă din aceeași figură), avînd ca efect reducerea considerabilă a duratei de încălzire și eficiență ridicată în privința dizolvării și globulizării feritei în structura de bază, ceea ce asigură creșterea calității și a procentului de scoatere la laminarea acestor oțeluri.

De asemenea, a rezultat că temperatura de sfîrșit de laminare trebuie să fie în jur de 1 000°C (fig. 9). Această concluzie se bazează pe valorile ridicate ale rezistenței la deformare a oțelului și pe nivelul mai scăzut al plasticității datorită gradului mai mare de aliere, care are ca efect micșorarea vitezei de recristalizare, în cursul prelucrării la cald.

Ing. L. Zudor

Tehnologie și instalațle pentru valorificarea gazelor arse, captate de la coșurile de fum ale cuptoarelor adînci, la dezgheța rea încărcăturii vagoanelor

CZ: 662.613.5.004.8

Situația existentă înaintea aplicării tehnologiei

a) Gazele de ardere de la cuptoarele adînci, după ce străbăteau preîncălzitorul de aer (recuperator de radiație) și cazanul recuperator, cărora le cedau o parte din căldură, erau evacuate la coș, cu temperaturi de 180—200°C, ducînd cu ele cca 15% din energia termică produsă prin arderea combustibilului (gaz metan sau bigaz). Recuperarea în continuare a căldurii fizice reziduale a acestor gaze de ardere, cu potențial termic scăzut, prin utilizarea unor schimbătoare de căldură suplimentare, ar fi condus la o serie de dificultăți și anume : există pericolul atingerii punctului de rouă ; necesită schimbătoare de căldură voluminoase și costisitoare, iar randamentul transferului termic este scăzut (ceea ce determină o eficiență economică redusă a recuperării).

b) Dezgheța rea încărcăturii vagoanelor se făcea în tunele de dezgheț cu radianți de gaz metan, avînd următoarele caracteristici :

	La dezgheța rea cărbunilor	*La dezgheța rea minereului*
Durata medie a ciclului de dezgheța re (h)	6	8
Consumul orar de gaz metan (Nm^3/h)	465	1 460
Consumul specific de gaz metan (Nm^3CH_4/t)	3,875	16,22

Descrierea noului principiu tehnologic adoptat pentru valorificarea gazelor de ardere la dezgheța rea vagoanelor

Schema de principiu a tehnologiei este prezentată în figura 1. Gazele arse de la cuptoarele adînci, după ce străbat instalațiile de recuperare primară (existente), sînt preluate direct de la coș prin ejecție cu aer rece ventilat (fluid activ al ejectorului) și suflate la o temperatură determinată (110—125°C) în tunelul de dezgheț convectiv.

Lucrările de cercetare și proiectare au fost efectuate de Centrul de cercetare pentru fabricarea produselor siderurgice—Hunedoara, iar implementarea în producție, de către Combinatul siderurgic—Hunedoara.

Principiul tehnologic prezentat mai sus a fost aplicat pentru valorificarea gazelor arse, captate de la coșurile de fum ale laminorului de 800 mm C.S.H., la dezgheța rea vagoanelor cu cărbuni.

Ca urmare a depresiunii create de cele două ejectoare montate în capătul tunelului de dezgheț și în axul canalelor de distribuție, gazele arse de la coșuri sînt aspirate prin conducta de transport în camerele de amestec ale ejectoarelor, unde se amestecă cu fluidul activ (aer rece + gaze arse) și apoi sînt suflate în canalele de distribuție ale tunelului de dezgheț.

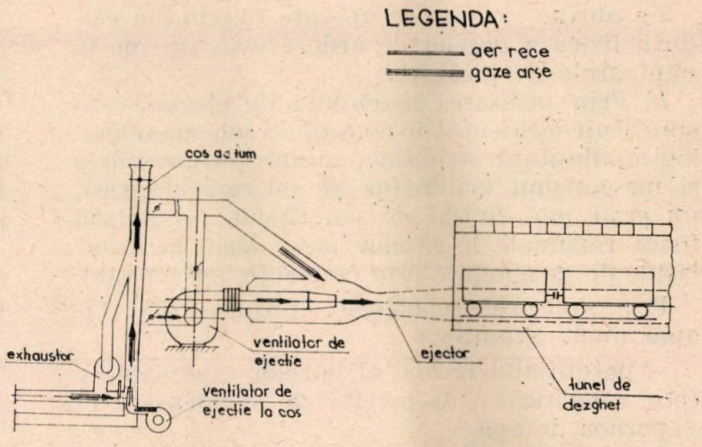


Fig. 1. Schema de principiu a tehnologiei de valorificare a gazelor arse captate de la coșurile de fum ale cuptoarelor adînci, la dezgheța rea pe timp friguros a vagoanelor cu cărbuni și minereu

Prin modificarea gradului de deschidere a clapetelor montate pe fiecare racord de aspirație, se reglează raportul debit aer rece/debit gaze arse fierbinți și, prin aceasta, temperatura fluidului activ și, în ultimă instanță, temperatura amestecului de gaze calde insuflate în tunel.

Sistemul de ejecție a gazelor arse (ejectoare — ventilatoare de ejecție — racorduri de aspirație cu clapete de regalaj) îndeplinește trei funcții :

— asigură tirajul gazelor arse ;

— asigură diluarea gazelor arse fierbinți cu aer rece, astfel încît temperatura amestecului de gaze calde admise în tunel să fie menținută în limitele 110—125°C ;

— asigură suflarea gazelor de ardere în canalele de distribuție ale tunelului de dezgheț.

Reglarea tirajului, la fiecare coș, se face prin modificarea gradului de deschidere a clapetei.

Clapetele de pe coșuri și de pe racordurile lor cu conducta colectoare sînt acționate prin sisteme REGMO.

Avînd în vedere regimul termic variabil al cuptoarelor adînci sau eventualitatea opririi unor celule de încălzire, la conducta de aducţiune se racordează toate coşurile de fum ; dintre acestea, se „conectează" la tunel un număr determinat de coşuri (în cazul soluţiei aplicate la C.S.H. — 3 coşuri), care asigură debitul necesar de gaze arse pentru dezgheţarea vagoanelor.

Elementele de noutate şi avantajele tehnologiei :

a) Aplicarea tehnologiei conduce la înlocuirea gazului metan utilizat la tunelele de dezgheţ cu radianţi (existente).

Pentru prima dată se valorifică pentru acest scop (dezgheţarea încărcăturii vagoanelor) gazele arse captate de la coşurile de fum ale cuptoarelor adînci, după ce acestea au străbătut în prealabil instalaţiile de recuperare primară.

Se obţine astfel o recuperare maximă a căldurii fizice a gazelor de ardere evacuate de la cuptoarele de încălzire.

b) Prin utilizarea sistemului de ejecţie, care constituie elementul de noutate în schema tehnologică adoptată, se obţine, cu mai puţine utilaje şi un consum mai redus de energie electrică, un grad mai ridicat de valorificare a căldurii fizice reziduale a gazelor arse decît la instalaţiile de dezgheţare prin convecţie cu aer cald.

Prin aplicarea tehnologiei propuse (fig. 1), apar unele avantaje :

— potenţialul termic al gazelor arse captate este valorificat sub nivelul de condensare al vaporilor de apă.

Acest lucru este posibil, dat fiind faptul că în gazele de ardere a metanului nu există SO_2+SO_3, deci nu există pericolul coroziunii de joasă temperatură (sub punctul de rouă acid).

Gazele sînt insuflate în tunel la 110—125°C, iar după ce cedează căldură, inclusiv căldura de condensare a vaporilor de apă, vagoanele supuse dezgheţului sînt eliminate din tunel la cca 40—60°C ;

— nu se impune nici o modificare pe traseul gazelor arse al cuptoarelor adînci ;

— punerea în legătură a unuia sau altuia dintre coşuri cu conducta de aducţiune a gazelor arse spre tunel se face rapid şi foarte simplu (comenzile pentru acţionările REGMO ale clapetelor de pe coşuri fiind montate în cabina de comandă a cuptoarelor) ;

— la coşurile de la care se preiau gazele arse, tirajul este asigurat de ejectoarele tunelului de dezgheţ ; în acest jet consumul de energie electrică pentru vehicularea gazelor spre tunel este redus.

Pentru soluţia tehnică aplicată la C.S.H., amplasamentul tunelului de dezgheţ (care se afla aproximativ la nivelul superior al coşurilor de fum ale laminorului de 800 mm) a fost astfel ales, încît să se realizeze un tiraj natural al gazelor arse spre tunel.

În baza tehnologiei prezentate mai sus, la C.S.H. s-a proiectat şi s-a realizat o instalaţie pentru dezgheţarea cărbunilor cu gazele arse captate de la coşurile de fum ale laminorului de 800 mm. Instalaţia se compune din :

— tunelul de dezgheţ convectiv ;

— instalaţia pentru preluarea, diluarea şi insuflarea gazelor arse în tunel ;

— cabina de comandă cu instalaţia de acţionări electrice, semnalizare, măsură şi control.

Tunelul de dezgheţ convectiv este, în principiu, identic cu cel utilizat la instalaţiile de dezgheţare cu aer cald. Profilul transversal al tunelului a fost adaptat pentru condiţiile de spaţiu şi debit de gaze existent la C.S.H.

Tunelul de dezgheţ este dimensionat pentru un convoi de şase vagoane a 60 t, avînd următorii indici constructivi :

— lungimea, 90 m ;
— lăţimea de bază, 9 m ;
— înălţimea, 5 m ;
— suprafaţa construită, 810 m^2 ;
— suprafaţa utilă, 612 m^2.

Convoiul se introduce în tunel pe o cale ferată aflată în axul tunelului de dezgheţ.

De o parte şi alta a căii ferate se află canalele de distribuţie a gazelor calde (executate din elemente prefabricate).

Instalaţia pentru preluarea, diluarea şi insuflarea gazelor arse respectă întocmai schema tehnologică prezentată.

Conducta de aducţiune a gazelor arse are diametrul de 1 500 mm şi este izolată termic.

Instalaţia electrică asigură acţionarea motoarelor, ventilatoarelor de ejecţie ale tunelului, alimentarea şi comanda acţionărilor REGMO pentru clapete şi iluminarea platformei utilajelor şi a uşii tunelului.

Instalaţia de semnalizare, măsură şi control realizează următoarele funcţii :

— măsurarea şi indicarea temperaturii gazelor calde insuflate în tunel ;

— măsurarea şi indicarea temperaturii mediului din tunel (la înălţimea vagonului) ;

— semnalizarea optică şi acustică a depăşirii limitelor admise ale temperaturii gazelor insuflate în tunel (min. 110°C, max. 125°C) ;

— semnalizarea optică a poziţiei uşilor tunelului de dezgheţ ;

— semnalizarea optică a limitei de pătrundere a convoiului de vagoane în tunel.

Rezultatele şi eficienţa economică obţinute

Instalaţia de dezgheţare de la C. S. Hunedoara are următoarele caracteristici :

	La dezgheţarea cărbunilor	*La dezgheţarea minereurilor*
Durata medie a unui ciclu de dezgheţ (h)	1,5—2,5	5
Consumul specific de energie electrică (kWh/t)	0,66	1,33

Prin generalizarea tehnologiei propuse, se estimează o reducere a consumului de gaz metan cu cca 10,4 mil. Nm^3/an, precum şi reducerea costurilor.

Ing. Z. Horvath şi fiz. R. Andronic
C.C.E.– C.I.S.H.

Aspecte privind dezvoltarea sistemului informatic la Combinatul siderurgic—Hunedoara

CZ: 65.012.45:669.1

Combinatul siderurgic—Hunedoara, prin gradul de integrare şi volumul producţiei, ocupă locul al doilea în ramura metalurgiei feroase. Capacităţile actuale de producţie s-au obţinut prin dezvoltarea în cinci etape succesive începînd din 1951/1952, fiecare etapă fiind analizată şi concepută ca nivel final de dezvoltare a combinatului.

Din acest motiv situaţia de plan general prezintă o serie de particularităţi, care pentru multe din activităţile de bază nu reprezintă soluţii optime. Astfel apar fluxuri de materiale încrucişate, dispersarea unor sectoare siderurgice de acelaşi profil pe mai multe amplasamente cu distanţe mari între ele etc.

În aceste condiţii, proiectul de sistem informatic pentru conducere, conceput în mod raţional şi unitar, a trebuit să fie adaptat la condiţiile reale ale desfăşurării fluxului informaţional necesar conducerii tehnice şi economice a ansamblului de activităţi ce asigură realizarea funcţiunilor ca unitate de bază a economiei naţionale.

Realizarea acestui sistem în primă etapă cu funcţionare în regim „*batch*" s-a dovedit pentru unele activităţi total nesatisfăcător faţă de cerinţele apărute, ca urmare a unor sarcini exprese care au revenit combinatului, privind creşterea nivelului producţiei şi al eficienţei economice, fapt care a impus ca un număr mare de aplicaţii să fie reproiectate în regim de teletransmitere, teleprelucrare şi conversaţional sau timp real.

În funcţie de obţinerea echipamentului necesar, factorii primordiali, care au determinat orientările privind dezvoltarea şi perfecţionarea sistemului, au fost asigurarea timpilor de răspuns competitivi, economia de manoperă şi, în special în ultima perioadă, sporirea contribuţiei informaticii la creşterea productivităţii muncii pe ansamblul C.S.H., a rentabilităţii produselor prin reducerea consumurilor specifice de materii, materiale şi energie sub diverse forme, creşterea calităţii produselor. Acest obiectiv a determinat mutarea centrului de greutate spre conducerea, cu ajutorul calculatoarelor electronice, a proceselor siderurgice în special şi reproiectarea pe cît posibil a tuturor celorlalte activităţi economice de evidenţă şi urmărire pentru regim de teleprelucrare.

La realizarea şi dezvoltarea aplicaţiilor în regim de teleprelucrare, s-au utilizat sistemele Felix, pentru gestiunea mesajelor folosindu-se monitorul de timp real STRATEGE.

Rezultatele obţinute în exploatare s-au dovedit nesatisfăcătoare, datorită fiabilităţii scăzute a acestor sisteme. Căderile frecvente, cu intervale de repunere în funcţiune de la ordinul minutelor la ore sau zile, au fost însoţite uneori şi de alterări ale bazei de date, pentru refacerea căreia s-au impus eforturi suplimentare de proiectare.

Particularităţile pe care le impun procesele siderurgice cu flux continuu, cît şi, aşa cum s-a arătat, de plan general (amplasament geografic al punctelor de creare a datelor primare şi utilizare a informaţiilor de la calculator) şi dotarea existentă au fost hotărîtoare în alegerea variantei adoptate la fiecare etapă.

Ca urmare a creşterii şi diversificării producţiei interne de echipamente de calcul, care satisfac mai multe cerinţe impuse de utilizatori şi asigură o fiabilitate ridicată, şi a experienţei cîştigate în exploatarea aplicaţiilor realizate, s-a ajuns la elaborarea unei scheme de sistem viabil şi deschis pentru oricare noi cerinţe. Acest sistem va fi realizat cu minicalculatoare din seria CORAL şi/sau I 100. Pentru asigurarea stocării volumului mare de date şi a prelucrării acestora, resursele fiecărui minicalculator sînt încărcate cu unul sau mai multe subsisteme, formînd un sistem de prelucrare distribuită şi o distribuire a bazei de date.

Pentru satisfacerea traficului de tranzacţii între terminale şi minicalculatoare şi a schimbului de date între subsisteme, se realizează o reţea de transmisie căreia, în plus, i se impune să fie capabilă să preia dinamic oricînd sarcinile în cazul căderii unei componente a sistemului (comutare de mesaje). În acest scop se folosesc ca noduri de comutaţie concentratoarele de date CD80, care asigură interfaţa între terminale şi calculatoare de diferite tipuri.

Cu ajutorul unui CD80 din dotare, în anul 1983 s-a conceput şi realizat un protocol propriu de comunicaţie, prima variantă a reţelei în prezent în exploatare, prezentat în figura 1, care asigură vehicularea următoarelor tranzacţii:

— preluarea informaţiilor de la analizoarele spectrale prelucrate cu calculatoarele PDP11, plasate la laboratorul central şi oţelăria electrică nr. 2 *i* stocarea lor pe sistemul HP 2000;

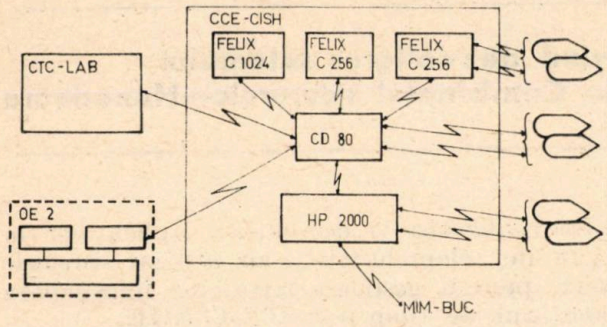


Fig. 1. Sistemul actual de prelucrare automată a datelor

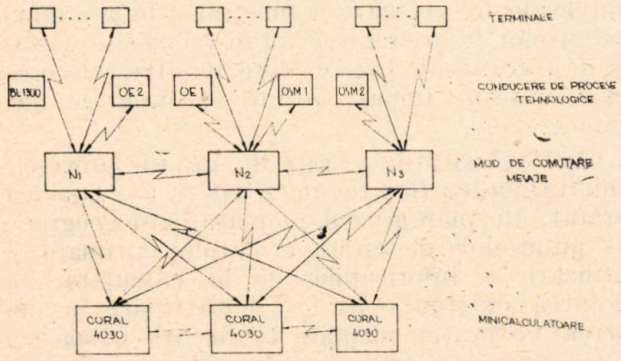


Fig. 2. Schema de ansamblu a noului sistem

— transmiterea către sistemul HP 2000 a datelor privind funcţionarea sistemului de conducere automată a regimului energetic a cuptoarelor electrice de 100 t de la OE 2 realizat cu SPOT80;

— extragerea de colecţii de date pentru prelucrări în „*batch*" pe sistemele Felix;

— comunicaţii (transmitere de fişiere) între sistemele Felix şi HP 2000;

— deservirea unor terminale legate la reţea.

Schema de ansamblu a sistemului în curs de realizare este prezentată în figura 2. După cum se observă, transferul de informaţii este posibil între toate componentele sistemului, inclusiv calculatoarele de proces. În mod normal, acest transfer se realizează direct (sistem-sistem, nod-nod, terminal-sistem) sau pe calea cea mai scurtă (terminal-nod-sistem). În cazul căderii unei linii, are loc o comutare a mesajului spre destinatar pe oricare dintre liniile posibile, accesibile în momentul lansării lor.

Întrucît centrul de calcul trebuie să asigure capacitatea de prelucrare şi pentru C.S.V. Călan, iar în cadrul C.S.H. punctele de colectare a datelor sînt dispersate la distanţe depăşind 5 km, s-a prevăzut asigurarea unor legături de mare fiabilitate prin utilizarea unui sistem de transmitere cu microunde.

În cadrul acestui proiect sînt în curs de asigurare a echipamentului necesar şi de realizare următoarele aplicaţii:

— conducerea automată cu ajutorul CD80-SPOT a regimului termic la cuptoarele adînci de la laminoarele bluming;

— conducerea procesului tehnologic la atelierul de garnituri;

— dispeceratele energetice la C.S.H. şi C.S.V. Călan;

— adaptarea la noua configuraţie şi cuprinderea tuturor activităţilor componente subsistemelor desfacere şi personal-retribuţie.

O parte din aceste proiecte, în funcţie de primirea echipamentelor, vor intra în exploatare în cursul acestui an.

În anii următori se vor adapta celelalte subsisteme, acordîndu-se un ritm mai susţinut conducerii proceselor tehnologice, cu prioritate a acelora care pot determina cu sporuri substanţiale de producţie sau economie de materii prime, materiale şi energie.

Consumul de oţel al Pieţei Comune va înregistra o creştere uşoară în anul 1984

După mai mulţi ani de regres, în anul 1984 consumul de oţel în Piaţa Comună va înregistra din nou o uşoară creştere, conform unei prognoze întocmite de Comisia Pieţei Comune. Pornind de la creşterea preconizată a produsului social brut, în Piaţa Comună, cu cca 1,5%, se prevede un consum de oţel mai mare cu 0,5—1,0%. Investiţiile din sectoarele de bază construcţii şi echipamente, care cuprind cca trei sferturi din consumul de oţel, vor creşte, conform acestei prognoze, în anul 1985 cu 1,9 şi 2,1%.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 1, 1984, p. 52*)

Firmele Klöckner-Humboldt-Deutz şi Sumitomo dezvoltă în colaborare procedeul de gazificare a cărbunilor

Firmele Sumitomo Metal Industries Ltd. Osaka şi KHD-Klöckner-Humboldt-Deutz AG, Köln, colaborează în prezent la dezvoltarea procedeului de gazificare a cărbunilor în baia de fontă. Principiul tehnologic de transformare a cărbunilor fin măcinaţi în gaz, în baia de fontă, şi desulfurarea concomitentă a gazului în zgură este protejat pe plan mondial de brevetele existente la societatea KHD. Cele două firme au încercat cu succes diferitele variante, dezvoltate pînă atunci separat, ale unui astfel de procedeu de gazificare. Încercările fundamentale şi dezvoltările componentelor se completează reciproc şi constituie baza pentru construirea unei instalaţii pilot.

Această instalaţie este proiectată pentru funcţionare continuă, cu o capacitate de 10 t/h cărbune. Construcţia a început pe teritoriul Institutului de cercetări metalurgice suedeze MEFOS din Luleå. Spre deosebire de procedeele de gazificare cunoscute, la noua instalaţie se utilizează un reactor cu tambur orizontal, cu ajutorul căruia se poate obţine un mod de funcţionare continuu, la presiune înaltă. Cu ajutorul procedeului MIP (Molten Iron Puregas) se obţine un gaz de sinteză aproape fără sulf, cu un grad înalt de puritate. Intrarea în exploatare este prevăzută pentru începutul anului 1985. Astfel se vor testa în două serii de încercări procedeul de insuflare dezvoltat de firma KHD şi procedeul de insuflare pe sus a cărbunilor şi oxigenului, dezvoltat de firma Sumitomo.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 1, 1984, p. 10*)

Firma Broken Hill modernizează furnalul nr. 3

Firma BHP este pe punctul de a recăptuşi furnalul 3 din uzina Newcastle şi de a-l moderniza. În acest scop, s-au investit 36,8 mil. dolari australieni. Se speră ca, în anul 1985, furnalul să se poată repune în funcţiune. Astfel, producţia va creşte de la 1300 la 1850 t/zi. Prin această acţiune va fi posibilă o creştere a producţiei de oţel brut cu 250 000, ajungînd la 1,75 mil. t/an.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 1, 1984, p. 16*)

Recuperarea gazului de convertizor la firma Thyssen

Cu ocazia zilei siderurgiei din anul 1983, s-a prezentat noul procedeu Thyssen-Lurgi de recuperare a gazului de convertizor. Începînd cu data de 14 noiembrie 1983, gazele de la oţelăria cu insuflare de oxigen din Bruckhausen se colectează şi se utilizează. Astfel se va renunţa la cumpărarea gazului metan.

Noul procedeu funcţionează după cum urmează : un inel de fixare între gura convertizorului şi sistemul de cazane, care în timpul insuflării poate fi coborît pînă la gura convertizorului, duce la evitarea accesului aerului fals. Astfel gazul de convertizor nu arde în cazane. Gazul conţine 60—80% oxid de carbon.

Cazanele sînt astfel construite, încît o parte pe cît posibil de mare de căldură sensibilă din gazele de convertizor să se transforme în vapori. Temperaturile gazelor sînt, la sfîrşitul instalaţiei de cazane, de numai 900°C. Într-un răcitor prin vaporizare montat în continuare, gazul de evacuare se răceşte pînă la 200°C şi se introduce într-un filtru electric uscat. Printr-un ventil cu două căi, gazul este condus sau pentru ardere sau este transportat sub presiune printr-un răcitor de gaze, în rezervorul de gaze. Printr-o staţie de amestecare, gazul este transportat în reţeaua de consum a uzinei siderurgice.

Punerea în funcţiune a instalaţiei reprezintă o contribuţie importantă la recuperarea energiei şi la protecţia mediului înconjurător.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G. nr 1, 1984, p. 19*)

Realizarea unei noi oţelării la societatea SAFE

De curînd s-a anunţat construcţia unei noi oţelării cu o capacitate de 400 mii t/an, reprezentînd o investiţie de 380 mil. F.

Noua unitate va cuprinde un cuptor electric (100 t/şarjă), o instalaţie de afinare în oală şi o maşină de turnare continuă. Acest ultim echipament va permite, după cum afirmă direcţia uzinei, „obţinerea unor semifabricate mai adecvate pentru uzina din Pompey". Într-adevăr, din 400 mii t oţel, 120 mii t vor fi laminate la uzina din Pompey, restul rămînînd la SAFE.

Oţelăria va fi operaţională, probabil, în septembrie 1985.

(În : *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, nr. 11, 1983,* p. *125 E*)

Producţia mondială de ţevi în anul 1982

În anul 1982, producţia mondială de ţevi a fost de 66 mil. t, ceea ce a însemnat un regres de 12% faţă de anul 1981. Această scădere se datorează în special reducerii producţiei de ţevi fără sudură, care a scăzut la 23 mil. t (o reducere de 15%). Producţia de ţevi sudate a scăzut cu 12%, iar cea de ţevi, cu diametru mare, cu 5%. Producţia pentru unele ţări este următoarea :

	mil. t	Diferenţă faţă de 1891
Statele Unite	4,6	—27%
C.E.E.	12,8	—11%
din care R.F.G.	4,64	—15%
Italia	4	—12%
Franţa	1,9	—12%
Marea Britanie	1,4	+ 9%
Japonia	12,2	— 7%

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 11, 1983, p. 122 E*)

O nouă metodă de fabricare a tablelor supergroase

Datorită unui nou procedeu de fabricaţie, care asociază solidificarea unidirecţională a lingourilor cu laminarea la presiune mare şi viteză mică, societatea japoneză NKK obţine lingouri foarte groase fără impurităţi, reducîndu-se totodată timpul de fabricaţie.

Această nouă tehnologie elimină riscul apariţiei porozităţii oţelului, aşa cum se întîmplă în cadrul procedeului tradiţional în formele verticale, unde solidificarea se efectua din exterior spre interior.

Metoda NKK constă în utilizarea lingotierelor de tip orizontal, plate şi mari, înconjurate de un strat refractar izolator. Această izolaţie duce la răcirea unidirecţională şi progresivă a oţelului de la bază spre vîrf. Eventualele incluziuni, care sînt la originea segregaţiei centrale la procedeul de turnare tradiţional, sînt concentrate în partea de sus a lingoului, putînd astfel fi îndepărtate cu uşurinţă.

Pe baza acestei noi tehnologii, se pot obţine atît oţel obişnuit, cît şi oţeluri aliate cu crom-molibden (ASTM A 387) şi cu mangan-molibden-nichel (ASTM A 302).

Tablele foarte grele şi foarte groase din oţel sînt tot mai solicitate în fabricarea conteinerelor sub presiune pentru

ndustria nucleară, a pieselor componente din valvele foarte mari, ca și în construcția rafinăriilor de gaz natural și a structurilor utilizate la platformele de exploatare petrolieră din largul mării.

(În: *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 11, 1983, p. 905*)

O linie de electrogalvanizare dată în funcțiune la uzina Fukuyama a societății NKK

Noua linie completă de electrogalvanizare nr. 3 (EGL) de la uzina Fukuyama a societății Nippon Kokan KK a intrat în funcțiune la scară industrială la jumătatea lunii mai 1983. Construcția liniei EGL, începută din luna noiembrie 1981, s-a realizat în vederea satisfacerii cererii crescînde de table subțiri cu electrodepunere din aliaj de zinc, în special de table subțiri rezistente la ruginire pentru industria autoturismelor.

Avînd o capacitate de producție inițială lunară de 16 mii t, noua instalație poate galvaniza continuu table groase de 0,4—1,6 mm și late de 900—1 880 mm. Această capacitate va crește în viitor la 30 mii t pe lună.

Necesitînd investiții totale de cca 44 mil. $, noua linie EGL a fost construită pe baza unui proiect întocmit de sectorul de engineering și construcții, din cadrul societății NKK. Această nouă instalație poate produce o gamă largă de table subțiri galvanizate, de la tablele electrogalvanizate obișnuite la tablele acoperite cu aliaj fier-zinc (EZA și EZB). Noua instalație dispune de un nou sensor de detectare a defectelor de suprafață, asigurînd astfel o mare precizie a controlului.

Odată cu darea în funcțiune a noii instalații EGL, capacitatea anuală de electrogalvanizare de la uzina Fukuyama a crescut la 420 mii t; s-a stabilit un sistem de producție pentru o gamă largă de table acoperite cu aliaj de zinc, care pot satisface cerințele crescînde și diversificate ale producătorilor de autoturisme.

(În: *Steel Times International, Anglia, nr. 3, 1983, p. 6*)

Uzina pilot pentru pulberi de superaliaje de la firma Kobe Steel

Societatea siderurgică japoneză Kobe Steel a dus la bun sfîrșit construcția uzinei pilot de 100 t pulbere de superaliaje la uzina sa de la Kobe. Este vorba de prima instalație de acest tip în Japonia, rodul unei cercetări de cinci ani pentru punerea la punct a unei unități experimentale de atomizare.

Uzina pilot include un cuptor de topire în vid, o unitate de atomizare cu argon și un atelier de tratare a pulberilor. În cadrul unității, se retopesc lingourile, se atomizează cu argon aliajul topit și pulberea astfel atomizată se pune în capsule. Acestea sînt apoi tratate prin comprimare izostatică la cald. Totul se petrece în atmosferă controlată și într-un mediu lipsit de praf. Uzina poate astfel produce o pulbere foarte curată, cu granulație medie de la 50—70 microni, cu un conținut de oxigen sub 100 ppm.

Aceste pulberi din superaliaje au fost deja utilizate, datorită calităților lor refractare și anticorosive, la echipamente pentru aeronautică, la turbine și la cazane și la tubulatura reactoarelor nucleare.

(În: *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 11, 1983, p. 906*)

Acoperiri de protecție anorganice nemetalice

Între 14 și 16 septembrie 1983 a avut loc la Karl-Marx-Stadt, în cadrul zilelor științei și tehnicii ale Politehnicii din Karl-Marx-Stadt, cea de-a patra sesiune cu tema: „Acoperiri de protecție anorganice nemetalice" cu participare internațională. Sesiunea a avut moto-ul: „Acoperiri de protecție anorganice nemetalice — o contribuție la strategia economică a anilor optzeci".

Sesiunea a fost organizată de Secția chimie și tehnica materialelor (domeniul științific: structura și proprietățile materialelor și tehnica protecției suprafeței). Programul de expuneri a fost completat printr-o expoziție de afișe și de literatură de specialitate. Un interes deosebit au trezit filmele care au completat pentru prima dată programul.

Creșterea potențialului economic cere tot mai insistent creșterea eficienței produselor, adică creșterea durabilității și siguranței în exploatare, valorificarea economică și superioară a materialelor disponibile. Deoarece siguranța produselor este influențată de rezistența la uzare și/sau la coroziune, este necesar ca această rezistență să fie sporită, și anume prin aplicarea unor straturi de acoperire. Odată cu aplicarea straturilor de acoperire se pot obține simultan și efecte decorative. S-au dovedit deosebit de eficiente straturile de protecție anorganice nemetalice. Astfel de straturi de protecție diminuează uzura uneltelor, contribuind în acest fel la sporirea productivității muncii.

A patra sesiune cu tema „Acoperiri de protecție anorganice nemetalice" a urmărit prezentarea celor mai noi cunoștințe legate de fabricarea, caracterizarea și aplicarea straturilor de protecție anorganice nemetalice. Din punct de vedere al protecției contra uzării și coroziunii au fost analizate, în cadrul diferitelor teme, acoperirile din materiale dure, din oxizi, straturile de dispersie etc. Ținînd seamă de importanța tot mai mare a metodelor de cercetare pentru caracterizarea acoperirilor de protecție, acestui grup de probleme i s-a acordat o importanță deosebită.

Din referatele prezentate în plenară, din cele 32 de expuneri, 12 afișe și din cele două filme prezentate a rezultat că:

— se pot calcula, pentru anii '80 și chiar pentru cei următori, tendințele de dezvoltare a acoperirilor de protecție anorganice nemetalice;

— acoperirile de protecție anorganice nemetalice pot contribui în mare măsură la sporirea siguranței în exploatare, a duratei de folosire a produselor, la economisirea de materiale și energie, ca și la creșterea productivității muncii;

— acoperirile de protecție anorganice nemetalice au o importanță crescîndă și sînt folosite de cercuri tot mai largi de utilizatori;

— colaborarea diferitelor discipline de specialitate la fabricarea, caracterizarea și utilizarea straturilor de protecție anorganice nemetalice este tot mai strînsă și productivă pentru economia națională.

Dezvoltarea tehnico-științifică demonstrează că:

— straturile multifazice sau straturile multiple sînt de cea mai mare importanță pentru economia națională, iar straturile de protecție convențională își păstrează în continuare importanța;

— crește în continuare importanța straturilor din materiale dure; această dezvoltare va continua pînă în anul 2000. A reieșit că procedeele CVD și PVD își justifică utilizarea la fabricarea elementelor de construcție. S-a insistat mai ales asupra straturilor de protecție din TiN;

— va crește importanța acoperirii parțiale cu strat de protecție a elementelor de construcție;

— crește interesul privitor la acoperirea cu strat de protecție ceramic;

— pot căpăta importanță tehnică și tipurile noi de straturi de protecție, ca de exemplu straturile de tipul sticlei;

— straturile de dispersie, cu toate că au proprietăți favorabile, nu se folosesc încă în suficientă măsură;

— straturilor de fosfați li s-au găsit întrebuințări noi și interesante pentru economia națională (de exemplu la îmbinările prin presare);

— s-au înregistrat progrese la stabilirea proprietăților straturilor și s-au adus contribuții la descoperirea structurii și comportării la solicitare mecanică și la uzare (relații între structură și proprietăți).

În prima expunere în plen, G.N. Dubinin din Moscova s-a ocupat de starea energetică și structurală a suprafeței după tratamentul termochimic și de legăturile între proprietățile rezultate. Deoarece se modifică atît starea structurală, cît și cea energetică, la descrierea proprietăților mecanice trebuie să se țină seamă de ambii factori. Deformațiile microplastice, ca urmare a curentului de difuzie, duc la modificări în microstructura fină. Stratul de difuzie împiedică dislocația și încetinește astfel procesul formării și creșterii microfisurilor.

Din punct de vedere energetic, structura suprafeței se apropie de structura ideală. Starea energetică a suprafeței se descrie cel mai bine prin forța de ieșire a electronilor. Rezistența stratului de difuzie a fierului crește cu următoarele elemente: V— Al— Cr— B— Ni. Acoperirea cu strat de difuzie mărește rezistența la oboseală, la fluaj, la oboseală termică; se înregistrează de asemenea creșterea rezistenței la rupere și a rezilienței.

D. Fabian, din Karl-Marx-Stadt, a vorbit despre utilizarea și eficacitatea tehnicii de acoperire cu strat de protecție pentru economia națională a R.D.G.

În scopul îmbunătățirii elementelor de construcție funcționale și a sculelor pentru deformarea la rece și la cald, ca și pentru așchiere, s-au folosit în ultimii zece ani tot mai mult straturile subțiri de protecție din materiale dure, care diminuează uzura. Limitele acoperirii cu strat de protecție prin metoda CVD au rezultat pe plan internațional din tratamentul termic ulterior, care este în general necesar pentru obținerea durității și rezistenței cerute la materialul de bază. De aceea, începînd cu anii '70, pe plan internațional s-a încercat să se găsească posibilități de producere a straturilor de protecție din materiale dure la temperaturi scăzute (< 550°C). Procedeele fizice cu vid și ionizare sau procesele PVD au dus la evoluția dorită (de exemplu straturile de protecție din material dur TiN).

Deși la procesele PVD de acoperire cu strat de protecție există încă unele probleme (aplicarea egală și uniformă a straturilor de protecție la piese cu forme complicate, o tehnologie mai costisitoare, limitări în legătură cu materialele folosite pentru acoperire), totuși predomină avantajele (consum mai redus de energie și durată mai scurtă de aplicare a stratului, acoperire parțială, premise avantajoase pentru automatizare).

Grupul de teme „Straturi de protecție din materiale dure". Aliajele dure se numără, în funcție de utilizarea lor, printre principalele materiale folosite la uneltele de tăiere. Problemele tehnice și economice, care apar la utilizarea aliajelor dure acoperite cu straturi de protecție, s-au aflat în centrul primei expuneri (situația materiilor prime, utilitatea pentru utilizatori, condiții de tăiere optimizate). Expunerile s-au ocupat de aplicarea straturilor funcționale (mai ales a celor care diminuează uzura) și a celor decorative prin procedee cu vid și ionizare (procedeul PVD). Se pot observa progrese atît la tehnologia de aplicare, cît și la proprietățile stratului de protecție și în varietatea materialelor de suport.

În prim plan stau în continuare straturile de acoperire din TiN pe aliaje dure și pe oțel rapid sau alte oțeluri. Acoperirea cu straturi multiple de protecție a plăcilor de tăiere din aliaj dur, prin procedeul CVD, s-a dezvoltat mult.

Al doilea grup de expuneri a tratat pe larg producerea, structura și proprietățile straturilor de protecție din aliaj dur CVD. În afară de straturile din TiC și VC_x, au fost analizate straturile din nitruri (prin nitrurare cu ioni și fascicul de ioni) și straturile din borură de fier și din borură de fier aliată cu crom. Trebuie amintită o expunere privind influența unui tratament termic suplimentar asupra stării de tensiune internă și a comportării la uzare a straturilor din aliaje dure. În timp ce la a treia sesiune s-a tratat problema carbonitrurării gazoase a unor straturi din fier pur depuse prin galvanizare, la această sesiune s-au putut prezenta straturile din aliaje de fier (Fe—Mn, Fe—Cr) tratate termomecanic.

Grupul de teme „Depuneri de oxizi". S-au prezentat referate în legătură cu depunerea și proprietățile straturilor din oxizi de aluminiu, care au fost produse anodic prin descărcare de scîntei. Domeniul posibil de întrebuințare a acestora se lărgește și se întinde de la electrotehnică la construcțiile de mașini și la medicină.

O altă expunere a analizat posibilitatea de a conferi straturilor de oxid de aluminiu, depuse pe conductoare de aluminiu, o anumită conductibilitate electrică. S-a adus o completare interesantă la aceste teme, printr-o expunere despre posibilitățile producerii de straturi de sticlă din geluri organice, pe baza unor reacții chimice de polimerizare sub punctul de topire al sticlei. Din aceste straturi se poate produce, prin tratare termică suplimentară (tot sub punctul de topire), ceramică de sticlă; cu toate că i se cunosc puține utilizări, acest procedeu ar putea căpăta în viitor o importanță mai mare.

Grupul de teme „Straturi de dispersie". În expunerile și filmele prezentate la această sesiune s-au analizat în mod special straturile de dispersie depuse pe bază de nichel. Această depunere chimică trebuie privită ca un procedeu care completează posibilitățile de depunere electrolitică. Se pot de asemenea depune straturi cu rezistență sporită la uzare sau cu indice scăzut de frecare. Domeniul principal de întrebuințare pare a fi în prezent la fabricarea uneltelor. Pentru completarea acestor teme s-au făcut aprecieri legate de nivelul depunerii electrolitice a straturilor de dispersie.

Grupa de teme „Straturi din fosfați și cromați". S-a abordat o problemă interesantă mai ales din punct de vedere economic cu expunerea despre posibilitățile înlocuirii straturilor de metal în protecția practică contra coroziunii oțelului prin straturi de protecție din fosfați (dar și cu straturi de oxizi și nitruri). Sporirii rezistenței la coroziune și îmbunătățirii durabilității și efectului decorativ al straturilor de zinc cromate, depuse prin galvanizare și, odată cu aceasta, utilizării ca o soluție alternativă, li se va acorda în viitor tot mai multă atenție. De mare ajutor pentru specialiști va fi și sistemul de selecție pentru protecția la coroziune cu ajutorul computerului, sistem care se găsește într-o primă variantă de execuție, care a fost dezvoltat în colaborarea dintre ZKS Dresda și SVUOM Praga.

O altă posibilitate de utilizare a fost tratată în expunerea despre influența straturilor de fosfați asupra rezistenței la solicitare și a durabilității îmbinărilor prin presare. Astfel se lărgește substanțial domeniul de întrebuințare a îmbinărilor arbore-butuc, care sînt economice din punct de vedere al materialului și deosebit de rezistente, ceea ce a dus la economii substanțiale de material și de timp de muncă în industrie.

Grupul de teme „Metode de cercetare pentru caracterizarea straturilor de protecție". Avînd în vedere importanța acestui domeniu și dezvoltarea lui rapidă, aceste teme au fost preluate în programul de expuneri. Referatele s-au ocupat de analizele roentgenografice complexe, de procedeele de cercetare metalografice și electronomicroscopice, de procedeele de control nedistructiv, de măsurare a tensiunii interne și de comportarea la rupere a straturilor dure. În continuare, s-a discutat în ce măsură analiza cu ultrasunete se poate adapta la cercetarea proceselor de rupere din straturile de aliaj dur. La sfîrșit au fost prezentate posibilitățile de caracterizare a comportării la uzare a straturilor de protecție anorganice nemetalice.

(În: *Neue Hütte, R.D.G., nr. 3, 1984, p. 118—119*)

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 2, 1984,

Analiza stării de tensiune a cocsului, în cazul modificării vitezei de cocsificare, p. 8 — Influența structurii granulometrice a bucăților de cărbune asupra repartizării temperaturilor în stratul de încărcare și în vatra cuptorului inelar, p. 14 — Nivelul variabil al încălzirii cuptoarelor cu cameră, p. 16 — Calitatea cocsului, p. 19 — Prelucrarea centralizată a fracției mari de gudron de huilă, p.23 — Regenerarea uleiului absorbant de huilă, p. 28 — Utilizarea gudroanelor de temperaturi medii și înalte în calitate de liant la fabricarea materialelor cărbunoase și grafitate, p. 34 — Reducerea prețului de producție a construcției de drumuri pentru autovehicule și a construcțiilor de drumuri la uzina cocsochimică, p. 36 — Procedee de fixare a plăcilor nemetalice, rezistente la uzură, p. 37 — Cîteva probleme ale sintezei schemelor optime de fracționare a gudronului de huilă, p. 40 — Sistemul de calcul al cantității de cărbune în buncărele sectoarelor de dozare și ale depozitelor închise, p. 44 — Reglementări privind paza împotriva incendiilor și a exploziilor a obiectivelor cocsochimice, p. 50 — Studierea și generalizarea experienței înaintate privind îmbunătățirea calității gudronului de huilă și a gudronului, p. 52.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 2, 1984

Funcționarea furnalelor cu încărcătură cu conținut crescut de alcalii, p. 9 — Perfecționarea producției de furnal la uzina Azovstal, p. 12 — Răcirea și încălzirea cauperelor, p. 15 — Utilaje pentru torcretarea cu flacără a convertizoarelor în poziție verticală, p. 16 — Perfecționarea tehnologiei de elaborare a lingourilor retopite electric sub zgură, cu masa de pînă la 4,2 t, cu utilizarea regulatoarelor ARSMT, p. 19 — Dispozitiv pentru insuflarea argonului în oțelul din oala de turnare, p. 20 — Proprietăți fizico-chimice ale zgurelor Martin, rezultate la un consum sporit de calcar în încărcătură, p. 21 — Principalele soluții de proiectare la oțelăria LD a uzinei Dzerjinski, p. 22 — Fabricarea țevilor de precizie pentru lăncile de insuflare prin fundul convertizorului, p. 26 — Determinarea masei optime a încărcăturii la încălzirea lingourilor înaintea laminării, p. 27 — Aprecierea formării țunderului și a decarburării la încălzire pentru laminare, p. 28 — Creșterea duratei de funcționare a rulmenților cilindrilor de lucru ai laminorului la cald de 1700, p. 29 — Finisarea profilelor rotunde laminate pe liniile în flux ale secției de tratamente termice nr. 1, p. 31 — Sistem de urmărire a poansonării pe laminorul pentru fabricarea țevilor fără sudură, p. 33 — Organizarea unui concurs pentru muncitori, avînd ca temă cele mai bune cunoștințe privind producția muncii, p. 36 — Îmbunătățirea condițiilor de muncă a forjorului-mașinist și a manipulatorului de la ciocan, p. 37 — Analiză operativă, cu utilizarea calculatorului electronic de serie unică, a activității brigăzilor de la laminoare, p. 38 — Automatizarea prelucrării comenzilor de fabricație, p. 39 — Experiența introducerii sistemului de reparații garantate ale utilajelor la Combinatul metalurgic Kuznețk, p. 40.

Iz. VUZ. Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 2, 1984

Ridicarea la suprafață a incluziunilor solide în oțelul lichid, p. 1 — Calcularea activității componentelor în aliajele lichide de fier cu ytriu, p. 3 — Rolul porozității inițiale în formarea structurii peletelor, p. 6 — Particularitățile distribuției radiale a componentelor încărcăturii și antrenarea sulfului din furnal, p. 10 — Alegerea adaosurilor de legătură la fabricarea peletelor, p. 13 — Studierea proceselor de topire a deșeurilor la formarea fazei lichide de metal în cuptorul Martin, p. 16 — Unele particularități ale comportării băii de convertizor în cazul utilizării lăncilor mobile, p. 20— Modelul matematic al deteriorării metalului la trefilarea barelor și sîrmei, p. 24 — Optimizarea regimurilor de deformare la laminare, p. 27 — Viteza de propagare a fisurilor și deformarea plastică în cazul degradării rapide, p. 31 — Calcularea parametrilor raționali ai oscilațiilor de joasă frecvență la trefilarea prin vibrare prin două filiere, p. 33 — Determinarea analitică a momentelor necesare pentru lichidarea frecării de rostogolire în piramida de cilindri de la laminoarele cu 20 cilindri, p. 37 — Studierea rezistenței la deformarea locală a semifabricatelor, p. 46 — Intensitatea magnetizării specifice a cementitei formate la revenirea oțelului cu cobalt și nichel, p. 48 — Influența vitezei de deformare asupra dezvoltării microdegradărilor în oțelurile cu conținut scăzut de carbon la diferite temperaturi, p. 50 — Modificările parametrului celulei elementare de la compușii intermetalici RT_2 peliculari, p. 54 — Influența încălzirii rapide la revenire asupra structurii și proprietăților încărcării prin sudură și a îmbinărilor sudate ale oțelurilor cu conținut mare de crom, p. 58 — Alegerea unui raport optim al elementelor în oțelul de construcție cu mangan, siliciu și vanadiu cu ajutorul metodei de planificare matematică a experimentului, p. 61 — Transformări fazice în oțelul austenitic la deformări cu viteze diferite, p. 65 — Modificarea cineticii de transformare a austenitei sub acțiunea laminării la cald, p. 67 — Comportarea camerelor de înaltă presiune din oțeluri rapide la sinteza materialelor foarte dure, p. 71 — Aliajul intermediar de fontă cu magneziu — un desulfurant activ și tehnologic al fontei, p. 74 — Metodă de calculare a arderii combustibilului, p. 77 — Cercetarea pe bancul de de probă a influenței procedeului de încălzire și a construcției vetrei asupra cedării de căldură a metalului în cuptoarele de încălzire cu vatră pășitoare, p. 83 — Studierea proprietăților de oxidare a produselor rezultate de la arderea combustibilului, p. 91 — Determinarea temperaturii metalului în procesul de extruziune la cald, p. 94 — Ecuația dinamicii temperaturii de încălzire în cuptoarele de încălzire cu cameră în cazul schimbului de căldură prin convecție, p. 98 — Intensitatea încălzirii metalului în cuptoare cu jeturi cu șoc, p. 99 — Conducerea optimă din punct de vedere al acțiunii rapide a încălzirii plăcilor masive în cuptorul electric cu cameră și cu circulație forțată a aerului, p. 103 — Mărirea eficienței epurării electrice a gazelor rezultate de la producția metalurgică prin prelucrarea acustică a acestora în filtrele electrice, p. 107 — Metodica de calcul al schemelor hidraulice complexe de la agregatele metalurgice, p. 110 — Sinteza regulatorului discret de întindere pentru laminorul de tablă subțire prin metoda stării intervalului, p. 112 — Conducerea regimului de funcționare a liniilor tehnologice de la uzinele metalurgice, p. 118 — Algoritm de comandă a dozării continue în grup, p. 121 — Calculul operativ al cantității optime de dezoxidanți, p. 126 — Comanda optică a umidității încărcăturii de aglomerare, p. 128 — Cinetica procesului de amestecare în betonierele cu cupă, p. 132 — Înlocuirea îmbinărilor prin trefle cu articulații cu corpuri de rulare în dispozitivele de acționare a laminoarelor pentru profile, p. 137 — Cercetarea influenței reazemelor elastice autoreglabile la încovoierile cilindrilor de laminor, p. 140 — Întocmirea și aprecierea variantelor programului de producție al întreprinderilor metalurgice, p. 143 — Evidența factorilor de structură la calcularea proporțiilor capacităților de producție, p. 146 — Metodica analizei influenței organizării fluxurilor de aglomerat asupra economiei secției de furnale, p. 149 — Influența cîmpului electric orizontal asupra vitezei de depunere a picăturilor de fier în zgură, p. 152 — Model de modificare a formei în cazul forjării semifabricatelor cu secțiune rotundă, p. 153 — Precizarea teoriei de ungere hidrodinamică la hidroextruziune, p. 154 — Proprietățile oțelului modificat de tip VSt3sp, p. 155 — Formarea zonei de circulație în strat compact la alimentarea prin impulsuri a gazului, p. 156 — Influența temperaturii asupra densității stărilor metalelor de tranziție, p. 157 — Influența încălzirii preliminare asupra structurii și proprietăților oțelurilor crom-molibden, p. 158.

Stal, U.R.S.S., nr. 2, 1984

Eficiența îmbogățirii aerului cu oxigen la topirea minereului cu conținut scăzut de fier, p. 3 — Alimentator aerator pentru introducerea prafului de cărbune

în gurile de vînt ale **furnalelor**, p. 8 — Reducerea pierderilor termice la furnale, p. 9 — Elaborarea oțelului de convertizor cu conținut scăzut de sulf, cu ajutorul tratamentului în afara cuptorului, p. 13 — Influența organizării insuflării asupra asimilării oxigenului de către baia convertizorului și asupra degajării prafului, p. 16 — Reducerea consumului de silicomangan la elaborarea oțelului pentru roți și bandaje, p. 18 — Dezoxidarea oțelului pentru țevi cu un aliaj complex care conține calciu, p. 21 — Influența compoziției chimice și a supraîncălzirii oțelului asupra rezistenței podurilor de turnare, p. 22 — Eficiența utilizării amestecului exoterm pentru izolarea termică a capului lingoului, p. 23 — Studierea stării termice a lingoului turnat în lingotieră cu utilizarea unui amestec neutru termoizolant, p. 24 — Influența formei fețelor late asupra calității suprafeței lingourilor din oțel calmat, p. 25 — Afinarea oțelului cu conținut înalt de mangan, prin tratarea topiturii cu materiale fin dispersate, p. 26 — Dinamica topirii aliajelor intermediare cu crom și mangan, în oțelul lichid, p. 27 — Reducerea zgomotului cuptoarelor electrice cu arc, p. 29 — Influența diverșilor factori asupra tehnologiei de elaborare a FeSi75 în cuptoare electrice, p. 31 — Elaborarea silicomanganului cu conținut scăzut de fosfor, prin utilizarea de diverse materii prime cu conținut de siliciu, p. 34 — Îmbunătățirea proprietăților de rezistență și a tenacității oțelului slab aliat, prin laminarea controlată și prin răcirea accelerată a laminatului, p. 37 — Sistem automatizat de calcul al regimurilor de laminare la rece pe laminorul de 1700, p. 40 — Tehnologia de fabricație a profilelor laminate, diferențiate pe grupe de rezistență, p. 44 — Bandă din oțel laminat la rece cu acoperire prin difuzie, pentru construcția de mașini agricole, p. 47 — Îmbunătățirea calității semifabricatelor prin laminarea la laminorul degrosisor, p. 49. — Producția industrială a cornierelor micșorate cu aripi inegale, p. 50 — Creșterea productivității laminoarelor continue de profile ușoare, p. 52 — Calibrarea rațională a cajelor degrosisoare ale laminorului continuu de sîrmă, p. 53 — Alegerea oțelului pentru cilindri de laminare la rece, p. 55 — Răcirea accelerată a benzii din oțel la laminorul de 250, pentru profile mici, de la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk, p. 58 — Optimizarea tăierii semifabricatelor pentru țevi pe agregatul de laminare a țevilor 50—200, p. 59 — Cîteva particularități de deformare la îndoirea tablei, p. 62 — Tehnologia rațională de conservare a țevilor cu diametru mic, p. 63 — Laminarea la rece a semifabricatului laminat la cald pentru benzi din oțel de scule, p. 64 — Nomogramele eforturilor și ale unghiurilor optime ale conicității matriței la reducerea pieselor de fixare, p. 66 — Îmbunătățirea proprietăților mecanice ale oțelurilor austenitice ezistente la coroziune, p. 67 — Utilizarea diagramelor de plasticitate pentru alegerea tratamentului termic înaintea deformării, p. 69 — Natura defectelor superficiale la barele din oțel 80H20NS, p. 72 — Particularitățile deformării plastice și ale degradării oțelului mediu aliat, pentru construcții, p. 73 — Tehnologia de obținere a pulberilor și fibrelor prin metoda solidificării foarte rapide a topiturii, p. 77 — Proiectarea creșterii eficienței producției de țevi deformate la cald, p. 79 — Perfecționarea organizării fluxului de producție a oțelăriei Martin-bluming-complex de laminare pentru profile, p. 82—Unificarea formelor documentelor „certificat de calitate" pentru materia primă din industria metalurgică, p. 84. — Utilizarea sistemului automatizat de comandă de construcție deschisă, la uzinele metalurgice, p. 85 — Modernizarea cuptorului cu trecere continuă, cu vatră înclinată, p. 88 — Modernizarea sistemului de comandă a aprinderii combustibilului în cuptorul inelar, p. 92.

Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 1, 1984

Microsegregația cromului și carbonului și fenomenul de aplatizare a tablelor subțiri din oțel inoxidabil 18 Cr, p. 1 — Reducerea oxidului de fier topit și reducerea zgurelor cu conținut de FeO cu ajutorul plasmei H_2—Ar, p. 7 — Efectul granulației și al elementelor durificabile din soluția solidă asupra călibilității oțelului cu conținut redus de carbon, calmat cu aluminiu, p. 17 — Fisurarea la temperatură ridicată și proprietățile de rezistență la cald în cordoanele de sudură, p. 24 — Reducerea amestecului de oxizi topiți conținînd oxizi de fier și de fosfor la temperaturi aflate sub punctul de topire a fierului metalic, p. 34 — Distribuția fosforului între zgurele cu CaO—Fe_tO—SiO_2—P_2O_5—MnO saturate cu MgO și fierul lichid, p. 40 — Efectele adaosurilor de Na_2O și BaO asupra distribuției fosforului între zgurele cu CaO—MgO—FeO—SiO_2 și fierul lichid, p. 47 — Îmbunătățirea ductilității la cald a oțelurilor carbon turnate continuu, p. 54 — Precipitarea $M_{23}C_6$ și faza σ în oțelurile inoxidabile duplex δ/γ, p. 60 — Metoda de determinare a forței necesare pentru controlul aplatizării la laminarea tablelor groase, p. 69 — Sistem de control computerizat pentru procedeul de turnare continuă — reducere directă, p. 75.

Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 2, 1984

Studiul proprietăților fontei brute de turnătorie și turnarea centrifugală a cilindrilor de laminor, p. 85 — Punerea la punct a noilor procedee de control al deformației interne și a tensiunii interne la forjarea liberă la cald a lingourilor de mari dimensiuni, p. 101 — Studierea îndoirii rotorului de la turbina cu aburi în cazul unei funcționări de lungă durată, p. 107—Efectele compoziției și ale factorilor de prelucrare asupra proprietăților mecanice ale oțelurilor bifazice laminate, p. 113—Punerea la punct a cărămzilor refractare rezistente la sodă calcinată, p. 122— Instabilitatea plastică a tablelor subțiri în condiții de deformare complexă, p. 132— Unele aspecte ale cineticii reducerii cromitului cu carbon, p. 141 — Efectele potențialului de oxigen și de sulf din gazul reducător asupra procentului de reducere a wustitei și asupra morfologiei fierului redus, p. 143 — Proprietăți de structură ale conductelor din oțel de construcție de mare rezistență, p. 147 — Aparat de reducere în pat fluidizat a minereului de fier pulverizat în condiții de presiune ridicată, p. 156 — Inhibarea reoxidării materialelor prereduse, p. 163.

Revue de Métallurgie—C.I.T., Franța, nr. 10, 1983

Studii elaborate de IRSID asupra pretratamentului fontei, p. 743 — Conducerea optimizată a procesului de topire la societatea Ugine Aciers-Fos, p. 753 — Caracteristicile și primele rezultate ale exploatării celui de-al treilea cuptor de încălzire a bramelor de la Societatea Solmer, p. 765 — Îmbunătățirea utilajelor de laminare ale trenurilor degrosisoare. Experiența Societății Metalurgice din Normandia (SMN), p. 777 — Contribuții la studierea decarburării în cursul laminării la cald, p. 785 — Utilizarea mecanicii de rupere la oboseală la calculul construcției sudate. Partea a doua, p. 797 — Modelul matematic al zonei de înmuiere-topire din furnal și utilizarea sa în exploatare, p. 809.

Fondeur Fonderie d'aujourd'hui, Franța, nr. 32, 1984

Utilizarea microcalculatoarelor în turnătorie, p. 9 — Calitatea pieselor de turnătorie prin analiza termică a formei, p. 13 — Formule și diagrame pentru controlul caracteristicilor de îndesare a nisipului crud, p. 19 — Filtrarea aliajelor de aluminiu, p. 25 — Inocularea în formă (matriță), p. 30 — Zgura și căptușirea oalelor pentru turnarea oțelului, p. 31 — Studiul bariului ca modificator cu efect de lungă durată pentru aliajele eutectice Al—Si, p. 33 — Omogenizarea structurii superficiale a pieselor din fontă cu miezuri prin utilizarea de straturi care conțin Sn și Sb, p. 34.

Ogneuporî, U.R.S.S., nr. 2, 1984

Sarcini privind accelerarea progresului tehnico-științific în industria de refractare, p. 1 — Metodologia determinării rezistenței refractarelor la acțiunea zgurelor, p. 6 — Aprecierea posibilității de utilizare a materialelor fibroase termoizolante pentru căptușirea cuptoarelor electrice cu atmosferă endotermă, p. 8 — Interacțiunea refractarelor periclazospinelice cu praful de la topirea minereului cu var în cuptorul electric cu arc, p. 12 — Materiale cu corindon și grafit pentru turnarea oțelului, p. 14 — Rezistența electrică a refractarelor cromoxidice, p. 17— Cîteva legități tehnologice și proprietăți ale betoanelor cera-

mice cu porozitate înaltă, p. 20 — Structura și proprietățile ceramicii pe bază de dioxid de ceriu de soluțiile solide ale acestuia, cu refractaritate mare, p. 26 — Studierea gradului de îmbogățire a dolomitei din zăcămîntul Scelkoosk prin metoda fotometrică, p. 29 — Obținerea periclazului în cuptoare cu vatră conducătoare de curent, p. 33 — Studii ale maselor pe bază de materiale sinterizate chimic din sistemul $MgO-Cr_2O_3$, p. 35 — — Studierea sistemului de încălzire prin ejecție a cuptorului tunel de mici dimensiuni, pentru temperaturi înalte, p. 40 — — Uscarea oalelor cu căptușeală monolit, p. 44 — Comportarea refractoarelor la tratarea metalului cu gaze inerte în jet la turnarea continuă a oțelului, p. 47 — Estimarea eficienței principalelor direcții de perfecționare a producției de refractare asimilate în subramura de refractare, p. 53 — Productivitatea muncii — peste plan, p. 57.

Stahl und Eissen, R.F.G., nr. 25/26, 1983

Transformări pe piața internațională a fierului vechi, p. 1291 — Comanda procesului de turnare la o instalație de turnare continuă, p. 1299 — Contribuția Institutului de cercetări tehnologice (BFI) la proiectarea instalațiilor siderurgice, p. 1305 — Experiențe de exploatare a cuptorului electric cu arc cu închizător cu sertar la uzinele din Texas ale United States Steel Corp., p. 1313 — — Insuflarea de substanțe solide printr-un închizător cu sertar, p. 1318 — Influența geometriei modificate a oalei asupra pierderilor de căldură ale topiturii de oțel, p. 1321 — Densitatea curentului termic și creșterea crustei în cochilă la viteze mari de turnare ale unei instalații de turnare continuă cu fir curb, p. 1327 — Reciclarea tablei cositorite prin perforarea deșeurilor, p. 1333 — — Proiectarea și optimizarea preselor de tăiere, p. 1347 — Oțeluri de rezistență ridicată și utilizarea lor la autoturisme, p. 1353.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 1, 1984

Tendințe de dezvoltare în economie și societate pînă la sfîrșitul secolului, p. 1 — Descărcarea fără zgură, o problemă importantă la elaborarea oțelurilor de calitate, p. 7 — Tehnologii și rezultate de exploatare la utilizarea electrozilor combinați răciți cu apă la cuptorul electric cu arc, p. 11 — Dezoxidarea cu aluminiu a oțelurilor de ambutisare pe baza măsurătorilor FEM, p. 15 — Măsurători FEM cu sublănci în convertizorul cu insuflare de O_2, p. 20 — — Materiale refractare în metalurgia secundară, p. 22 — Creșterea productivității instalațiilor de turnare continuă a lingourilor prin serii cu secvențe foarte lungi, p. 31 — Un nou procedeu de zincare a benzilor pe o parte, prin cufundare, p. 37 — Formarea fisurilor și influența oxidării la solicitarea alternativă a oțelurilor refractare în domeniul de fluaj, p. 43 — Controlul ultrasonic, stadiul tehnico-științific și domeniul de utilizare, p. 49.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 11, 1983

Procese de transformare în oțelurile carbon la influența laserului, p. 401 — — Posibilități de calculare, măsurare și comandă a evoluției temperaturii la călire, p. 405 — Nitrurarea controlată în gaze a oțelurilor de prelucrare la cald, p. 412 — Controlul materialelor și aspecte juridice ale asigurării calității, p. 414 — Compararea diferitelor temperaturi de tranziție în legătură cu estimarea mărimii critice a defectelor p. 415 — Posibilități de creștere a siguranței determinărilor de îndoire prin lovire cu epruvete crestate la controlul oțelului pentru recipiente sub presiune, p. 418 — Determinarea tenacității la rupere a oțelului refractar 12Ch1MF la temperaturi înalte, p. 421 — Analiza spectrometrică a epruvetelor de sîrmă, p. 423 — Instalație de turnare continuă a oțelului prin procedeul cu roată, p. 424 — Contribuție la extruziunea hidrostatică a aluminiului, p. 426 — A 34-a Sesiune de mine și metalurgie, p. 437 — Al 18-lea Colocviu de metalurgie din Freiberg, p. 437 — Al 4-lea Seminar „Noise Control", p. 438.

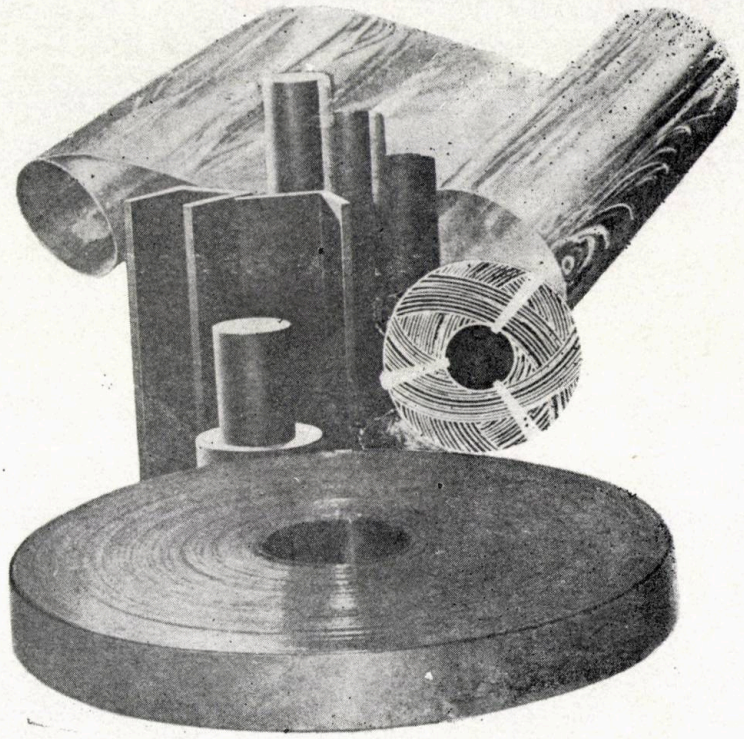
Neue Hütte, R.D.G., nr. 12, 1983

Aplicarea procedeului KOSTE de injectare a prafului de cărbune brun în furnal, p. 441 — Stadiul dezvoltării unui set standardizat de arzătoare de mare putere, p. 445 — Situația internațională și utilizarea rațională a materiilor prime de cupru, p. 447 — Prelucrarea electrolitică a materiilor prime secundare cu conținut de cupru, p. 452 — Contribuții la comportarea anodică a aliajelor binare de cupru-arsen și ternare de cupru-arsen-antimoniu în electroliți de sulfat de cupru, p. 461 — Carbură de calciu ca agent reducător la prelucrarea zgurelor și cenușii din aliajele Sn—Pb, p. 462 — Raționalizarea reciclării lubrifiantului cu instalații centrale de ungere la un laminor, p. 465 — Exemple de aplicare a diagnozei tehnice în practica lucrărilor de întreținere, p. 467 — Principii de funcționare și de construcție pentru dezvoltarea sistemelor internaționale automate de cercetare exemplificate prin sistemul internațional de informare științifică și tehnică în siderurgie al țărilor CAER, p. 469.

Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța nr. 11, 1983

Zilele siderurgiei ATS. Rezumatele comunicărilor, p. 127 E ; — Controlul automat al încălzirii cuptoarelor de cocserie prin procedeul CRAPO la Societatea Solmer, p. 839 — Adaptarea furnalului la utilizarea intensivă a curentului electric, p. 857 — Încărcarea la cald a bramelor de la turnarea continuă la societatea Sollac, p. 869 — Laminarea controlată a produselor lungi din oțeluri microaliate, p. 879.

MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT 1883 BUDAPEST



METALIMPORTEXPORT

FOREIGN TRADE COMPANY
BUCHAREST • ROMANIA

OFFERS :

- steel bars and shapes
- reinforcing steel bars
- cold formed profiles
- carbon and alloy steel
- commercial qualities, shipbuilding and boiler plates
- hot rolled coils
- cold rolled sheets and galvanized coils
- seamless steel line pipes; casing
- longitudinal welded line pipes
- welded black and galvanized steel tubes
- drawn steel wires, prestressed concrete wires and wire ropes
- welding electrodes for carbon and alloy-steels
- wire nails
- industrial and anchor chains
- aluminium and alloyed-aluminium products (ingots, cold rolled sheets and strips, foils, properzi wires)

„METALIMPORTEXPORT"
Bucharest-Romania 23-25, Mendeleev Street
TELEX: 11515 TELEPHONE 620, 621

1985 AUG 2

E 3280

1985 JUN 19

REFERALVA

METALURGIA

7

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXVI • NR. 7 • IULIE 1984

MINISTERUL INDUSTRIEI METALURGICE

ÎNTREPRINDEREA-ANTREPRIZĂ DE CONSTRUCȚII MONTAJE ȘI REPARAȚII SIDERURGICE-GALAȚI

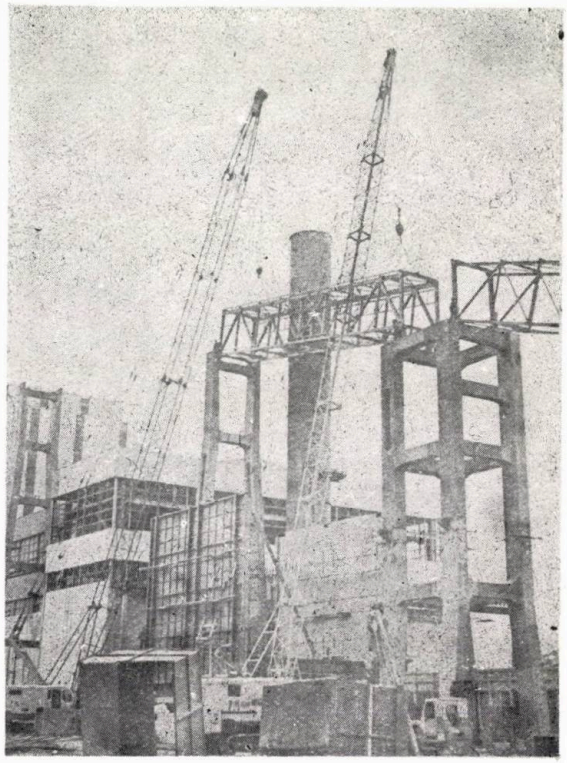
ȘOSEAUA GALAȚI-SMÎRDAN NR.1

TELEFON 934/32391 CENTRALA – 31656 DIRECTOR – TELEX 051215

ROMÂNIA

ANTREPRENOR GENERAL AL COMBINATULUI SIDERURGIC GALAȚI

EXECUTĂ CU FORȚE PROPRII ÎN ȚARĂ ȘI ÎN STRĂINĂTATE



- FURNALE ȘI INSTALAȚII DE DESULFURARE A FONTEI
- LAMINOARE LA CALD ȘI LA RECE
- OȚELĂRII, INSTALAȚII DE TURNARE CONTINUĂ ȘI DE TRATARE A OȚELULUI SUB VID
- BATERII DE COCSIFICARE CU SECȚIILE PREGĂTITOARE ȘI CHIMICE DE VALORIFICARE A SUBPRODUSELOR
- FABRICI DE AGLOMERARE
- FABRICI DE VAR ȘI BLOCURI DOLOMITICE
- FABRICI DE OXIGEN
- INSTALAȚII COMPLEXE DE FLUIDE TERMOENERGETICE
- INSTALAȚII COMPLETE ȘI COMPLEXE ELECTRICE DE ACȚIONARE ȘI AUTOMATIZARE
- INSTALAȚII COMPLEXE DE VALORIFICARE A ZGURELOR DE FURNALE ȘI OȚELĂRII ȘI DE RECUPERARE RESURSE ENERGETICE ETC.
- REPARAȚII CAPITALE ANUALE ȘI MIJLOCII LA UTILAJE, INSTALAȚII ȘI CONSTRUCȚII SIDERURGICE
- LABORATOARE SIDERURGICE
- CĂI FERATE ȘI DRUMURI UZINALE
- CONSOLIDĂRI DE TEREN PRIN PILOȚI DE TIP FRANKY, FORAȚI, PAMÎNT
- LUCRĂRI DE INTERES GENERAL ȘI EDILITARE
- CONSTRUCȚII SOCIAL-CULTURALE ȘI DE LOCUINȚE

I A C M R S

METALURGIA

Anul 36 Nr. 7 iulie 1984

CUPRINS

Geagulea, Brînduşa, Albăstroiu, P., Reinhorn, Gabriela, Dumitrescu,C. şi *Predeanu, Georgeta:* **Analiza structurală prin difracţie de raze X şi microscopie optică a cocsului de petrol calcinat pentru fabricarea electrozilor siderurgici** 333

Urseanu, A.: **Experimentări privind creşterea productivităţii şi reducerea consumului de coes la aglomerare, prin scăderea debitului de aer fals** 338

Georgescu, A., Murguleţ,N., Nicolae, A.: **Standuri industriale pentru cercetarea caracteristicilor jeturilor de gaze suflate în spaţiul de lucru al cuptoarelor metalurgice** 341

Mitrofan, A., Deceanu, V. şi *Mureşan, A.:* **Turnarea lingotierelor din fontă pe o linie mecanizată destinată turnării pieselor pentru maşini-unelte** 344

Groza, Ioana, Constantinescu, Alex., Coman, Ana şi *Bojin, D.:* **Aspecte structurale ale tablelor placate prin explozie** 346

Ciocan, Anişoara şi *Ciocan, N.:* **Interacţiunea dintre hidrogen şi faza lichidă la elaborarea bronzurilor cu aluminiu complex aliate** 350

Spătaru, I., Petrescu, I. şi *Papuc, Ileana:* **Cercetări privind borizarea cilindrilor de laminor de tip LV1** 353

Dinu, M.: **Purificarea titanului prin metoda electrolizei în săruri topite (II)** 356

Chircă, D. şi *Coşmeleaţă, Georgeta:* **Studiul influenţei temperaturii şi timpului de menţinere la temperatură asupra proprietăţilor şi structurii aliajelor de tip AlMgSi ecruisate** 359

Creţu, Steliana, Trifan, M. şi *Avram, R.:* **Studiul efectului inhibitor de coroziune determinat cu ajutorul sărurilor cuaternare de chinoliniu (I)** 363

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Dobrescu. L., Socolescu, Ana, Vişan, Sanda şi *Iordăchescu, Gr.:* **Folosirea reactivilor anorganici pentru extragerea metalelor din soluţii acide rezultate în procese hidrometalurgice.** 368

Sofroni,L., Bratu, C. şi *Ştefănescu, Fl.:* **Folosirea microrăcitorilor la obţinerea lingourilor mari din oţel.** 371

DOCUMENTARE 337, 352, 355, 378

COLEGIUL DE REDACȚIE

NECULAI AGACHI, PIA BĂLU, GHEORGHE BUJGOI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, TRAIAN DUMITRESCU, MIHAIL ENACHE, SUZANA GĂDEA, CONSTANTIN IONESCU, PETRE MARCU, ION MOLDOVAN, MIHAI NICULESCU, IULIU OVESEA, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, LAURENȚIE SOFRONI — președintele colegiului, CORNEL STĂNESCU, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU, CORNELIU VELINCOV, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București. str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament : lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Intreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

I. P. „Informația" — c. 2223

CONTENTS

DC : 662.749.2 : 543.422.8

Geagulea, Brînduşa, Albăstroiu P., Reinhorn, Gabriela, Dumitrescu C. and *Predeanu Georgeta*: **The structural analysis by X ray diffraction and the optical microscopy of oil-burned coke in order to manufacture iron and steel electrodes**

The authors present two modern methods of laboratory characterization of the oil coke, which is necessary to manufacture iron and steel electrodes : X ray diffraction method which determines the parameters of the crystalline structure by means of which to calculate the material graphitization level and the characterization method by the optical microscopy, by which the types of structures noticed during the analysis of coke microsection may be investigated.

By these two methods qualitative and quantitative information may be obtained concerning the similarity of the structure with the graphite one.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 333—337

DC : 622.785 : 65.011.4

Urseanu, A.: **Experiments on the productivity increase and on the reduction of coke rate at sintering, by means of decreasing, the false air flowrate**

The paper presents the experiments carried out in order to find a solution by which the aspiration of false air is avoided and its passage through the layer of material submitted to a sintering process may be pointed out. This is the way in which the specific productivity increase may be realised at the same time with the reduction of the specific coke rate.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 338—340

DC : 669.041 : 536

Georgescu A., Murguleţ, N. and *Nicolae A.*: **Industrial stands for the analysis of the characteristics of gas flown in metalurgical furnaces**

With regard to the practical importance of tuyere and lance testing before commisioning, there have been designed and manufactured several industrial stand for the measurement of the mechanical and acoustic characteristics of oxygen flows blown in the converter.

The authors present three types of stands used in the research and production activity for the universal testing of tuyeres, for the measurement of the pressures existing inside the flows.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 341—343

DC : 621.746.393

Mitrofan A., Deceanu P. and *Mureşan A.*: **Casting technology of iron moulds on a mechanized line for casting necessary for the machine tool industry**

The article presents briefly the main conditions of moulds and the adopted casting technology in order to obtain these conditions.

The authors review the characteristics of the adopted technology — the type of the model which was used, the way of supplying hot metal to the mould as well as the chemical analysis of cast iron.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 344—345

DC : 669.058

Groza, Ioana, Constantinescu, Alex., Coman, Ana and *Băjin, D.*: **Structural aspects of explosion plated plates**

The authors dealt with the structural aspects of Romanian explosion plated plates. The results of studies allow to explain the values of the mechanical properties obtained and to select the optimum parameters of plating operations.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 346—349

DC : 66 :35′ 6′71

Ciocan, Anişoara and *Ciocan, N.*: **The interaction between hydrogen and the liquid phase at the obtaining of aluminium complex alloyed bronze**

The paper is a comprehensive study on the hydrogen behaviour in special bronze during its manufacturing.

The results obtained led to certain conclusions on the control of the solidifying process of castings, related to the optimum degassing of bronzes having a complex chemical analysis.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 350—352

DC : 621.795 : 621.771.07

Spătaru, I., Petrescu, I. and *Papuc, Ileana*: **Researches on the boronization of LV1 rolling rolls**

The authors present the results obtained during the boronization of 90MoVCr18 steel rolls in solid medium.

The heat treatment of boronized rolls may be accomplished directly by cooling from the boronization temperature or by a new reheating.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 353—355

DC : 541.135 : 669.295

Dinu, M.: **The purification of titanium by the electrolysis method in melted salts (II)**

The authors studies the reduction of $TiCl_4$ in melted salt baths : $BaCl_2—CaCl_2—NaCl$ and $BaCl_2—Cl—LiCl$ at temperatures of 370 and 550° C. The author measured the reduction potentials of titanium in steps $Ti^{4+}Ti^{3+}Ti^{2+}Ti^{0}$ The reduction of titanium is an electrochemical process.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 356—358

DC : 669.017 : 669.2/.8

Chircă, D. and *Coşmeleaţă, G*: **The study of the influence of the temperature and the maintenance time on the properties and on the structure of hardened AlMgSi alloys**

The paper presents the results of the experimental researches on the structural transformations and on the modification of the mechanical and physical properties determined by the temperature in the case of hardened AlMgSi (0,165—0,623% Si). The researches carried out by optical and electron microscopy, by roentgenostructural analysis, as well as mechanical tests and the determination of electrical properties contribute to the understanding of alloy recrystallization mechanism. The authors suggest a heat treatment regime which may ensure a complex of physical and mechanical properties for the studied alloys.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 359—362

DC : 620.197

Creţu, Steliana, Trifan, M. and *Avram, R.*: **The study of the corrosion inhibiting effect determined by quaternary quinoline salts (I)**

The authors highlight the concentration ranges for which quaternary quinoline salts present a corrosion inhibiting efficiency.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 363—367

DC : 669.053.4

Dobrescu, L .,Socolescu, Ana, Vişan, Sanda and *Iordăchescu, Gr.*: **The use of inorgnanic reagents in order to pick up metals out of acid solutions generated by the hydrometallurgical processes.**

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 368—370

DC : 621.746.62

Sofroni, L., Bratu C. and *Ştefănescu, Fl.*: **The use of microcoolers in order to obtain large steel ingots**

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 371—377

INHALT

DK : 662.749.2 : 543.422.8

Geagulea, Brîndușa, Albăstroiu, P., Reinhorn, Gabriela, Dumitrescu, C. und *Predeanu, Georgeta*: **Die Gefügeuntersuchung durch Röntgenbeugung und mit Hilfe des Lichtmikroskopes des, für die Herstellung der Hüttenelektroden bestimmten Petrolkokses**

Es werden zwei moderne Laborverfahren beschrieben über die Gefügeuntersuchung des Petrolkokses : die Röntgenbeugung für die Bestimmung der Kristallstruktur (für die Berechnung des Graphitierungsgrades) und die Lichtmikroskopanalyse (für die Bestimmung der Gefügetypen auf Koksschliffe).

Durch diese zwei Methoden werden qualitative und quantitative Daten erhalten über die Anisotropie des Petrolkokses, bzw. über die Annäherung dessen Gefüge zum Graphitgefüge.

Metalurgia 36 (1984), nr. 7, p. 333–337

DK : 622.785 : 65

Urseanu, A.: **Untersuchungen über die Steigerung der Produktivität und die Herabsetzung des Koksverbrauches durch die Senkung der Beiluftmenge**

In der Arbeit werden die durchgeführten Untersuchungen bekanntgemacht, durch die eine Lösung gesucht wurde für die Vermeidung der Falschluftabsaugung und dessen Durchgang durch das Sintermaterial. Durch diese Arbeitsweise steigt die spezifische Leistung mit gleichzeitiger Senkung des Koksverbrauches.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 338–340

DK : 669.041 : 536

Georgescu, A., Murguleț, N. und *Nicolae, A.*: **Industrieprüfstände für die Untersuchung der Eigenschaften der in den metallurgischen Öfen eingeblasenen Gasstrahlen**

Die praktische Bedeutung der Düsen-und Lanzenprüfung kennend, wurden Industrieprüfstände projektiert für die Bestimmung der mechanischen und akustischen Eigenschaften der im Konverter eingeblasenen Gasstrahlen.

Es werden drei Prüfstandtypen beschrieben die im Forschungs-und Produktionsbereich bei der Prüfung der Düsen, der Gasstrahlstosskraft und des Strahldrucks eingesetzt werden.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 341–343

DK : 621.746.393

Mitrofan, A., Deceanu, P. und *Mureșan, A.*: **Die Anpassung der Gusseisen-Kokillengiesstechnologie an eine mechanisierte Giesstrasse für Werkzeugmaschinenguss**

Es werden kurz die wichtigsten Bedingungen angeführt die die Kokillen erfüllen müssen, und zugleich wird die angewendete Giesstechnologie dargestellt.

Die besonderen Merkmale der angewendeten Giesstechnologie, das Gussmodell, die Beschickungsart mit Flüssigmetall und die chemische Zusammensetzung des gegossenen Gusseisens werden kurz angegeben.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 344–345

DK : 669.058

Groza, Ioana, Constantinescu, Alex., Coman, Ana und *Bojin, D.*: **Die Gefügebilder der sprengplattierten Bleche**

In der Arbeit werden die Gefügebilder der in Rumänien hergestellten, sprengplattierten Bleche behandelt.

Die Untersuchungsergebnisse erlaubten die Klärung der erhaltenen mechanischen Eigenschaften und die Anwendung der optimalen Parameter im Plattierungsprozess.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 346–349

DK : 669.35'6'71

Ciocan, Anișoara und *Ciocan, N.*: **Die Wechselwirkung zwischen Wasserstoff und die flüssige Phase bei der Herstellung der hochlegierten Aluminiumbronze**

Es wurde das Verhalten des Wasserstoffs in den Spezialbronzen während der Herstellung studiert.

Mit Hilfe der erhaltenen Ergebnisse können Schlussfolgerungen gezogen wer den überdie Lenkung des Erstarrungsprozesses der gegossenen Teile, im Zusammenhang mit der optimalen Entgasung der hochlegierten Bronzen.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 350–352

DK : 621.795 : 621.771.07

Spătaru, I., Petrescu, I. und *Papuc, Ileana*: **Untersuchungen über die Behandlung mit Bor der Walzwerkswalzen Type LV I**

Es werden die Ergebnisse der Untersuchungen übermittelt im Zusammenhang mit der borbehandlung in festen Medien der Walzwerkswalzen aus 90 MoVCr 18 — Stahl.

Die Wärmebehandlung der Borüberzogenen Walzen kann direkt durch Abkühlung oder durch Wiedererwärmung durchgeführt werden.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 353–355

DK : 541. 135 : 669.295

Dinu, M.: **Die Titanreinigung durch elektrolytische Reduktion in geschmolzenen Salzbädern (II)**

Es wurde die Reduktion des TiCl in geschmolzenen Salzbädern $BaCl_2 - CaCl_2 - NaCl_2$ und BaCl — KCl — LiCl bei 370 und 550°C studiert. Die Reduktionspotentiale des Titans wurden stufenweise gemessen $Ti^{4+} \rightarrow Ti^{3+} \rightarrow T^{2+} - Ti^0$.

Die Titanreduktion ist ein elektrochemisches Verfahren.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 356–358

DK : 669.017 : 669.2/.8

Chircă, D. und *Cosmeleață, Georgeta*: **Studium über den Einfluss der Haltedauer — bzw. Temperatur auf die Eigenschaften und das Gefüge der kaltgehärteten Al Mg Si — — Legierungen**

In der Arbeit werden die Untersuchungsergebnisse angegeben im Zusammenhang mit den durch die Temperatur beeinflussten Eigenschaften und Gefügeumwandlungen der kaltgehärteten Al MgS (0,165–0,623% Si) Legierungen.

Der Rückkristallisationsmechanismus dieser Legierungen wurde durch mikroskopische, me chanische und Röntgenuntersuchungen bestimmt.

Es wird ein Wärmebehandlungsregime vorgeschlagen für die Sicherung der physisch — mechanischen Eigenschaften der studierten Legierungen.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 359–362

DK : 620.197

Crețu, Steliana, Trifan, M. und *Avram, R.*: **Die Bestimmung der Wirkung von Korrosionshemmstoffen mit Hilfe der quaternären Chinolinsalze**

Es werden die Konzentrationsbereiche studiert in denen die quaternären Chinolinsalze die grösste Korrosionshemmung aufweisen.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 363–367

DK : 669.053.4

Dobrescu, L., Socolescu, Ana, Vișan, Sanda und *Iordăchescu, Gr.*: **Die Anwendung der anorganischen Reagensmittel bei der Metallgewinnung aus Säurelösungen von der Nassmetallurgie.**

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p 368–370

DK : 621.746.62

Sofroni, L., Bratu, C. und *Ștefănescu, Fl.*: **Die Anwendung der Mikrokühlstoffe bei der Herstellung der Stahlblöcke grosser Abmessungen.**

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 371–377

SOMMAIRE

CD : 662.749.2 : 543.422.8

Geagulea, Brîndușa, Albăstroiu, P., Reinhorn, Gabriela, Dumitrescu, C. et *Predeanu, Georgeta* : **L'analyse de la structure par diffraction des rayons X et par microscopie optique du coke de pétrole calciné pour la fabrication des électrodes sidérurgiques**

On présente deux méthodes de caractérisation en laboratoire du coke de pétrole nécessaire à la fabrication des électrodes sidérurgiques : la méthode de diffraction des rayons X qui détermine les paramètres de la structure cristaline à l'aide desquels on peut calculer le degré de graphitisation du matériel et la méthode de caractérisation par microscopie optique, par laquelle on peut analyser les types de structures observées pendant l'examination.

A l'aide de ces deux méthodes on obtient des informations qualitatives et quantitatives concernant le degré d'anisotopie du coke de pétrole, à savoir la ressamblance de sa structure à celle du graphite.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 333—337

CD : 622.785 : 65.011.4

Urseanu, A. : **Expérimentations concernant l'augmentation de la productivité et la diminution de la consommation de coke à l'agglomération, par la réduction du débit d'air faux**

On présente les expérimentations effectuées afin de trouver une solution pour éviter l'aspiration de l'air faux et son passage à travers la couche du matériel soumise au processus d'agglomération. On obtient ainsi l'augmentation de la production spécifique et la diminution de la mise au mile de coke.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 338—340

CD : 669.041 : 536

Georgescu, A., Murguleț, N. et *Nicolae, A.* : **Des stands industriels pour la recherche des caractéristiques des jets de gaz insufflés dans les fours métallurgiques**

Compte tenu de l'importance pratique de l'essai des ajutages et des lances métallurgiques avant leur mise en fonction, on a projeté et réalisé des stands industriels pour mesurer les caractéristiques mécaniques et acoustiques des jets d'oxygène insufflé dans le convertisseur. On présente trois types de stands utilisés dans l'activité de recherches et de production pour les essais universels des ajutages, pour mesurer les forces d'impact des jets et les pressions à l'intérieur des jets.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 341—343

CD : 621.746.393

Mitrofan, A., Deceanu, P. et *Mureșan, A.* : **La coulée des lingotières en fonte sur une ligne mécanisée pour la coulée des pièces pour machines outils**

On présente les caractéristiques principales des lingotières et la technologie de coulée nécessaire.

On analyse les particularités de la technologie adoptée : le type de modèle utilisé, le mode d'alimentation de la forme avec du métal liquide et la composition chimique de la fonte coulée.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 344—345

CD : 669.058

Groza, Ioana, Constantinescu, Alex., Coman, Ana et *Bojin, D.* : **Aspects structuraux des tôles plaquées par explosion**

On a analysé les aspects structuraux des tôles roumaines plaquées par explosion. Les résultats des études ont permis d'expliquer les valeurs des propriétés mécaniques obtenues et de choisir les meilleurs paramètres pour des opérations de placage.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 346—349

CD : 669.35'6'71

Ciocan, Anișoara, et *Ciocan, N.* : **L'interaction entre l'hydrogène et la phase liquide pendant l'élaboration des bronzes à aluminium alliées d'une manière complexe**

On a réalisé une étude complexe sur le comportement de l'hydrogène dans les bronzes spéciaux pendant l'élaboration.

Les résultats obtenus permettent de tirer des conclusions concernant la commande du processus de solidification des pièces coulées et la dégazeification optimale des bronzes à composition complexe.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 350—352

CD : 621.795 : 621.771.07

Spătaru, I., Petrescu, I. et *Papuc, Ileana* : **Recherches concernant la borisation des cylindres de laminoir de type LV1**

On présente certains résultats obtenus à la borisation en milieu solide de quelques cylindres de laminoir en acier 90 MoVCr18.

Le traitement thermique des cylindres borisés est réalisé directement par le refroidissement à partir de la température de borisation ou par un nouveau réchauffage.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 353—355

CD : 541.135 : 669.295

Dinu, M. : **La purification du titane par la méthode de l'électrolyse en sels fondus (II)**

On étude la réduction du $TiCl_4$ en bains de sels fondus $BaCl_2—CaCl_2—NaCl$ et $BaCl_2—KCl—LiCl$ aux températures de 370 et 550°C. On mesure les potentiels de réduction du titane par étapes : $Ti^{4+} \rightarrow Ti^{3+} \rightarrow Ti^{2+} \rightarrow Ti^0$.

La réduction du titane c'est un processus électrochimique

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 356—358

CD : 669.017 : 669.2/.8

Chircă, D. et *Coșmeleață, Georgeta* : **L'étude de l'influence de la température et du temps de maintien à une certaine température sur les propriétés et sur la structure des alliages de type AlMgSi écrouissants**

On présente les résultats des recherches expérimentales concernant les transformations structurelles et les modifications des propriétés mécaniques et physiques déterminées par la température dans le cas de certains alliages de type AlMgSi (0,165—0,623 % Si) écrouissants.

Les recherches effectuées par la microscopie optique et électronique, par l'analyse roentgenostructurelle, les essais mécaniques et la détermination des propriétés électriques permettent de comprendre le mécanisme de la recristallisation des alliages respectifs. On propose un régime de traitement thermique qui assure les propriétes physiques et mécaniques adéquates pour les alliages étudiés.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 359—362

CD : 620.197

Crețu, Steliana, Trifan, M. et *Avram, R.* : **L'étude de l'effet inhibiteur de la corrosion déterminé à l'aide des sels quaternaires de quinoline (I)**

On analyse les domaines de concentration dans lesquels les sels quaternaires de quinoline présentent une efficacité d'inhibition de la corrosion.

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 363—367

CD : 669.053.4

Dobrescu, L., Socolescu, Ana, Vișan Sanda et *Iordăchescu Gr.* : **L'utilisation des réactifs anorganiques afin d'extraire les métaux des solutions acides qui résultent du processus hydrométallurgique.**

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 368—370

CD : 621.746.62

Sofroni, L., Bratu, C. et *Stefănescu, Fl.* : **L'utilisation des microrefroidisseurs pour obtenir de gros lingots**

Metalurgia 36(1984), nr. 7, p. 371—377

СОДЕРЖАНИЕ

ДК :662.749.2 : 543.422.8

Джеагуля, Брындуша, Албэстрою, П., Райнхорн, Габриела, Думитреску, К. и *Предеану, Джеорджета*: **Структурный анализ ренгеографией и оптической микроскопией нефтяного обожженного кокса для производства металлургических электродов**

Представлены два современные метода характеризования в лаборатории нефтяного кокса, необходимого производству металлургических электродов: ренгенографический метод, определяющий параметры кристаллической структуры из которых можно рассчитать степень графитизации материала и метод характеризования оптической микроскопией, с помощью которых можно анализировать виды структур, наблюдаемых при рассмотрении шлифа кокса.

Этими двумя методами получаются качественные и количественные информации относительно степени анизотропии нефтяного кокса, следовательно относительно сближения его структуры к структуре графита.

Metalurgia 36, nr. 7 (1984) p. 333—337

ДК : 622.785 : 65.011.4

Урсеану, А.: **Опыты относительно повышения производительности и снижения расхода кокса при агломерации, уменьшением дебита присоса воздуха**

В работе представлены проведенные опыты с целью отыскания решений, с помощью которых можно избежать подсасывание присоса воздуха и его проход через слой материала, подвергнутый процессу агломерации.

Таким образом реализуется рост удельного производства одновременно со снижением удельного расхода кокса.

Metalurgia 36, nr. 7 (1984), p. 338—340

ДК : 669.041 : 536

Джеорджеску, А., Мургулец, Н. и *Николае, А.*: **Промышленные стенды для исследования характеристик струи газов, вдуваемых в рабочее пространство металлургических печей**

Спроектировано и реализировано промышленный стенд для измерения механических и акустических характеристик, имея в виду практическое значение опробования металлургических сопел и фурм перед вводом в эксплуатацию. Представлены три типа стендов, применяемые в исследовательской и производственной деятельности при универсальных опрований сопел, при измерении ударной силы струи и при измерении давлений внутри струи.

Metalurgia 36, nr. 7 (1984), p. 341—343

ДК : 621.746.393

Митрофан, А., Дечеану, П. и *Мурешан, А.*: **Приспособление технологии разливки чугунных изложниц на механизированной линии, предназначенной отливкам для станков**

В статье изложены основные условия которые должны иметь изложницы и принятая технология их разливки.

Изучаются особенности принятой технологии — тип применяемой модели, способ подачи жидкого металла в форму, а также и химический состав чугунных отливок.

Metalurgia 36, nr. 7 (1984) p. 344—345

ДК : 669.058

Гроза, Иоана, Константинеску, А., Коман, Анна и *Божин, Д.*: **Структурные аспекты листов плакированных взрывом**

В работе исследуются структурные аспекты румынских листов плакированных взрывом. Результаты изучений позволили объяснение значений полученных механических свойств и выбор оптимальных параметров операции плакирования.

Metalurgia 36, nr. 7 (1984), p. 346—349

ДК : 669.35'6'71

Чёкан, Анишоара и *Чёкан, Н.*: **Взаимодействие между водородом и жидкой фазой при выплавке сложнолегированных бронзов с алюминием**

Работа является комплексным изучением поведения водорода в специальных бронзах при выплавке.

Полученные результаты приводят к выводу относительно управления процессом затвердевания отливок, коррелированного с оптимальной дегазацией бронзов со сложным составом.

Metalurgia 36, nr. 7 (1984), p. 350—352

ДК : 621.795 : 621.771.07

Спэтару, И., Петреску, И. и *Папук, Илеана*: **Исследования относительно обработки бором валок прокатного стана типа LV1**

Представлены полученные результаты при обработки бором в твердой среде валок прокатного стана из стали 90 MoCr 18.

Термообработку боризированных валков можно производить прямо охлаждением от температуры обработки бором или повторным нагревом.

Metalurgia 36, nr. 7 (1984), p. 353—355

ДК : 541.135 : 669.295

Дину, М.: **Очистка титана методом электролиза в расплавленных солях**

Изучается восстановление соединения $TiCl_4$ в ваннах расплавленных солях: $BaCl_2—CaCl_2—NaCl$ и $BaCl_2—KCl—LiCl$ при температурах 370 и 550°. Измеряются потенциалы ступенчатого восстановления титана $T^{4+} \rightarrow Ti^{3+} \rightarrow Ti^{2+} \rightarrow Ti^0$.

Восстановление титана является электрохимическим процессом.

Metalurgia 36, nr. 7 (1984) p. 356—358

ДК : 669.017 : 669.2/.8

Киркэ, и *Кошмеляцэ, Джеорджета*: **Изучение влияния температуры и срока выдержки при температуре на свойства и структуру наклепанных сплавов типа AlMgSi**

Работа представляет результаты экспериментальных исследований относительно структурных превращений и изменений механических и физических свойств определяемые температурой в случае наклепанных сплавов типа AlMgSi (0,165...0,623 % Si).

Проведенные исследования оптической и электронной микроскопией, ренгеноструктурным анализом, механические испытания и определение электрических свойств способствует пониманию механизма рекристаллизации данных сплавов. В работе предлогается режим термообработки, обеспечивающий соответствующий ансамбль физических и механических свойств для исследуемых сплавов.

Metalurgia 36, nr. 7 (1984), p. 359—362

ДК : 620.197

Крецу, Стелиана, Трифан, М. и *Аврам, Р.*: **Изучение ингибиторного эффекта коррозии, определяющего с помощью четвертичных солей хинолина**

Выявлены области концентрации при которых четвертичные соли хинолина представляют ингибиторную эффективность коррозии.

Metalurgia 36, nr. 7 (1984) p. 363—367

ДК : 669.053.4

Добреску, Л., Соколеску, Анна, Вишан, Санда и *Иордэнеску, Г.*: **Применение неорганических реагентов для извлечения металлов из кислых растворов, образованных в гидрометаллургических процессах**

Metalurgia 36, nr. 7 (1984), p. 368—370

ДК : 6321.746.62

Софрони, Л., Брату, К. и *Штэфэнеску, Ф.*: **Применение микроохладителей при получении больших стальных слитков**

Metalurgia 36, nr. 7 (1984), p. 371—377

METALURGIA 7

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1984

Analiza structurală prin difracţie de raze X şi microscopie optică a cocsului de petrol calcinat pentru fabricarea electrozilor siderurgici

Ing. Brîndușa Geagulea, ing. P. Albăstroiu, ing. Gabriela Reinhorn, ing. C. Dumitrescu şi ing. Predeanu Georgeta
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

CZ : 662.749.2 : 543.422.8

Calitatea electrozilor siderurgici este determinată în mare măsură de caracteristicile cocsului de petrol, acesta avînd o pondere de cca 80% în cadrul materiilor prime folosite în fabricaţie.

Avînd în vedere modificarea structurii cocsului de petrol în timpul procesului de calcinare şi în fabricaţia electrozilor siderurgici, în sensul apropierii de structura grafitului policristalin, s-a încercat analiza prin metode structurale a comportării cocsului de petrol în procesul de fabricare a electrozilor siderurgici.

Literatura de specialitate indică pentru caracterizarea cocsului de petrol, atît în stare brută, cît şi calcinat la 1 250—1 300°C şi grafitat la 2 500—2 800°C, metoda de analiză prin difracţie de raze X.

Prin această metodă se determină parametrii structurii cristaline : distanţa dintre planele de atomi de carbon (d_{002}) şi dimensiunea cristalitelor (L_c), cu ajutorul cărora se calculează gradul de grafitare al materialului respectiv (γ).

Deoarece, în cazul aplicării acestei metode la cocsul de petrol brut, interpretarea diagramei de difracţie poate duce la rezultate eronate, datorită interferenţei diferitelor reflexii perturbatoare, este necesară o prelucrare matematică laborioasă a datelor pentru înlăturarea influenţei acestor factori.

Majoritatea autorilor indică faptul că, în materialele netratate termic, regiunile cu structură ordonată sînt foarte mici, nedepăşind 10—15%, arătînd o cristalizare slabă în formarea domeniilor grafitice.

Prin calcinare se formează în volumul materialului o fază ordonată, ceea ce se evidenţiază prin creşterea intensităţii maximului (d_{002}), astfel că se obţine o diagramă care permite calculul parametrilor structurali direct din reflexii.

Cunoscînd faptul că prin difracţia de raze X se pot diferenţia caracteristicile cocsului de petrol, în lucrările efectuate s-au urmărit diferite aspecte tehnologice ca : influenţa temperaturii de calcinare, influenţa tipului de cuptor, diferenţierea sortimentelor de cocs de petrol produs în R.S.R. ,deosebirea dintre cocsul de petrol normal şi cocsul cu structură orientată (acicular) etc. Cu parametrii de difracţie a razelor X s-au calculat, din diagramele obţinute cu un aparat care foloseşte ca etalon radiaţia molibdenului, distanţa între plane (d_{002}) şi gradul de grafitare (γ) cu formulele :

$$d_{002} = \frac{\lambda M_0}{2 \sin \theta}, \text{ Å}$$

$$\gamma = \frac{d_{002}\, M_0 - d_{002}}{d_{002} M_0 - d_{002 grafit}} \times 100, \%$$

În tabelul 1 sînt prezentaţi parametrii de difracţie a razelor X, obţinuţi la analiza sortimentelor de cocs de petrol calcinate în laborator la diferite temperaturi.

Se observă că sortimentele de cocs de petrol analizate prezintă după calcinare la 800°C : $d_{002} = 3{,}419$ Å şi $\gamma = 8{,}7\%$ la o densitate reală de 1 698 kg/m³ ; după calcinare la 1 000—1 100°C : $d_{002} = 3{,}411$—$3{,}416$ Å şi $\gamma = 13{,}0$—$20{,}3\%$ la densităţi reale de 1 915—2010 kg/m³ şi după calcinare la 1 200—1 250°C : $d_{002} = 3{,}385$—$3{,}400$ Å şi $\gamma = 36{,}2$—$56{,}0\%$ la densităţi reale de 2 037 — 2 101 kg/m³.

Din aceste date rezultă că, pentru obţinerea unui cocs de petrol de calitate corespunzătoare fabricării electrozilor, este necesară calcinarea cocsului de petrol la minimum 1 200°C, la temperaturi de 1 000—1 100°C obţinîndu-se o densitate reală de maximum 2 000 kg/m³, d_{002} min. = 3,411 Å şi γ max. = 20,3%, mate-

Tabelul 1

Sortimentul	Distanța dintre plane, d_{002}, Å	Gradul de grafitare, γ, %	Densitatea reală, d_r, kg/m³
Calcinare la 800°C			
1. *D*	3,419	8,7	1 698
Calcinare la 1 000°C			
2. *B*	3,411	20,3	1 942
3. *P*	3,411	20,3	1 824
4. *T*	3,416	13,0	1 982
5. D_1	3,414	16,0	1 915
6. D_2	3,416	13,0	1 968
Calcinare la 1 100°C			
7. *B*	3,411	20,3	2 010
8. *P*	3,413	17,4	1 980
9. *T*	3,412	18,8	1 984
Calcinare la 1 200—1 250°C			
10. B_1	3,385	56,0	2 101
11. B_2	3,391	49,3	2 070
12. P_1	3,391	49,3	2 056
13. P_2	3,392	47,8	2 032
14. *T*	3,389	52,2	2 039
15. D_1	3,400	36,2	2 089
16. D_2	3,396	42,0	2 037
Calcinare la 1 400°C			
17. D_1	3,389	52,2	2 122
18. D_2	3,386	56,8	2 110

rialul calcinat la 800°C rămînînd la parametrii structurali ai stării brute.

Pentru obținerea cocsului de petrol de înaltă calitate, pentru fabricarea electrozilor necesari echipării cuptoarelor de înaltă putere, se recomandă calcinarea la 1 400°C.

În figura 1 sînt prezentate diagramele de difracție a razelor X pentru sortimentul *B* calcinat la 1 000 și 1 200°C, precum și pentru sortimentul *D* calcinat în cuptorul tip retortă.

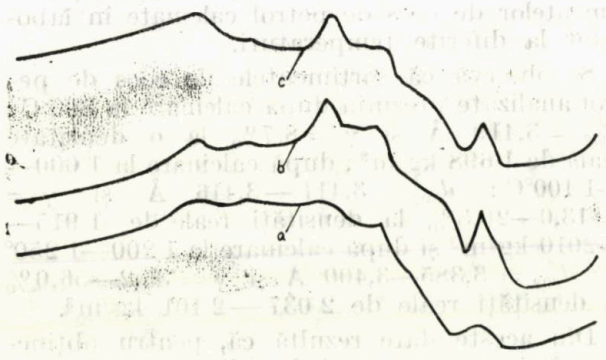


Fig. 1. Diagrama de difracție de raze X obținută la analiza cocsurilor de petrol românești:
a — sortiment *B*, calcinat la 1 000°C în condiții de laborator;
b — sortiment *B*, calcinat la 1200°C în condiții de laborator;
c — sortiment *D*, calcinat în condiții industriale în cuptoare cu retorte

Din diagrame și din datele calculate pentru distanța dintre plane se observă o foarte slabă orientare a structurii cocsului de petrol după calcinare la 1 000°C, față de îmbunătățirea caracteristicilor structurale după calcinarea la 1 200—1 250°C și 1 400°C.

Parametrii de difracție calculați pentru cocsul de petrol tip *D* calcinat în cuptoare industriale arată că, după calcinarea în cuptorul rotativ industrial ($d_{002} = 3{,}393$ Å, $\gamma = 46{,}4\%$ și $d_r = 2\,095$ kg/m³), calitatea este asemănătoare cu cea a probelor calcinate în laborator, în timp ce după calcinarea realizată în cuptoarele verticale tip retortă se obțin valori mult mai bune, respectiv $d_{002} = 3{,}370$ Å, $\gamma = 79{,}7\%$ și $d_r = 2\,120$ kg/m³ (tab. 2), comparative cu cele ale probelor calcinate în laborator la 1 400°C.

Un salt calitativ deosebit se remarcă la nivelul valoric al parametrilor de difracție a razelor X pentru cocsurile de petrol cu structură orientată din import, care ating valori pentru d_{002} de 3,361 Å și pentru γ de 92,8% (tab. 2).

Tabelul 2

Sortimentul	Distanța dintre plane, d_{002}, Å	Gradul de grafitare, γ, %	Densitatea reală, d_r, kg/m³
Cocs românesc D			
calcinat în cuptor rotativ	3,393	46,4	2 095
calcinat în cuptor vertical tip retorte	3,370	79,7	2 120
Cocs cu structură orientată din import (acicular)			
I_1	3,361	92,8	2 110
I_2	3,362	91,3	2 109

Cocsul de petrol se caracterizează din punct de vedere microscopic printr-o structură anizotropă. Aceasta este de așteptat, avînd în vedere că este un material obținut prin cocsificarea unui produs lichid care, cu cît prezintă un caracter mai aromatic, permite formarea la temperaturi de 450—600°C a fazei plastice (mezofază).

Această stare permite formarea structurilor anizotrope inițiale, denumite structuri de tip „mozaic fin". În condițiile asigurării unei stabilități a mezofazei pe un interval de temperatură și durată de timp cît mai mare, datorită calității materiei prime și condițiilor tehnologice se dezvoltă structura inițială „mozaic fin" spre o structură mai organizată de tip „mozaic mare". Asigurarea în continuare a condițiilor optime permite trecerea spre struc-

turi orientate de tip curgere, florală și fibroasă.

Literatura de specialitate recomandă analiza microscopică pentru aprecierea calitativă și cantitativă a cocsurilor de petrol calcinate.

Analiza microscopică optică se efectuează pe secțiuni lustruite de cocs calcinat în lumină polarizată, iar pentru obținerea de informații cantitative privind gradul de anizotropie, se pot folosi tehnici de numărare a punctelor. Tipurile de microstructuri studiate prezintă indicații asupra ordonării structurii petrografice și permit aprecierea grafitului policristalin, care se poate forma în urma grafitării ulterioare.

O serie de cercetători s-au preocupat în perioada 1965—1978 de realizarea unor materii prime corespunzătoare fabricării electrozilor siderurgici pentru cuptoare de putere mare și de evidențierea caracteristicilor specifice ale acestora. Ei afirmă că, în general, cocsurile de petrol normale prezintă la analiza microscopică predominant o structură de tip mozaic cu incluziuni de fază lamelară și solzi, dispuse dezordonat, iar cocsurile aciculare (needle coke), o structură puternică anizotropă de formă lamelară, orientată și ordonată pe o direcție de curgere.

Plecînd de la necesitatea stabilirii posibilității directe de caracterizare a probelor reprezentative de cocsuri de petrol utilizate la producția de electrozi, s-a încercat stabilirea unei metode de determinare cantitativă a structurilor, aplicînd tehnica observării microscopice, combinată cu numărarea de puncte.

În vederea punerii la punct a unei metode proprii de analiză microscopică a cocsurilor de petrol, s-au examinat o serie de probe de cocs de petrol brut și calcinat. În figurile 2—6 sînt prezentate microfotografii cu tipurile de structuri anizotrope.

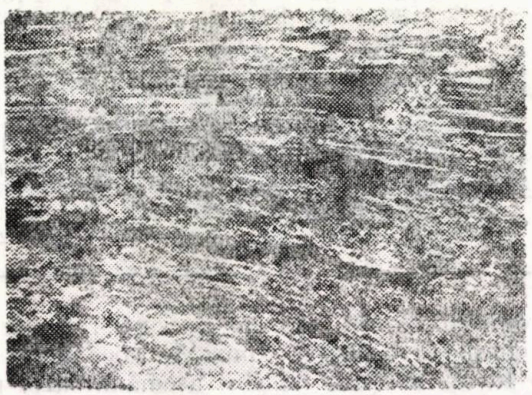


Fig. 2. Cocs de petrol acicular I_1 — structură fibroasă

La studierea probelor de cocs de petrol necalcinate, s-a ajuns la concluzia că metoda de analiză structurală nu poate da nici o indicație calitativă (fig. 7); diferitele tipuri de structuri pot fi recunoscute numai după calcinare.

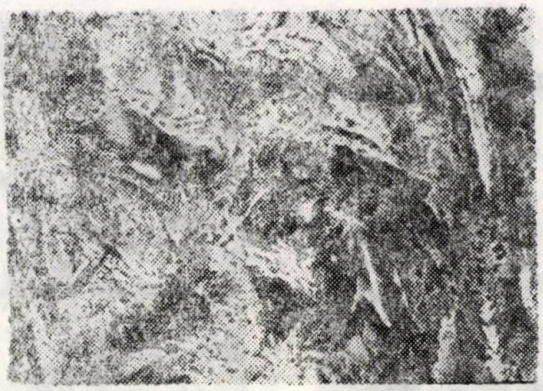


Fig. 3. Cocs de petrol acicular I_1 — structură florală

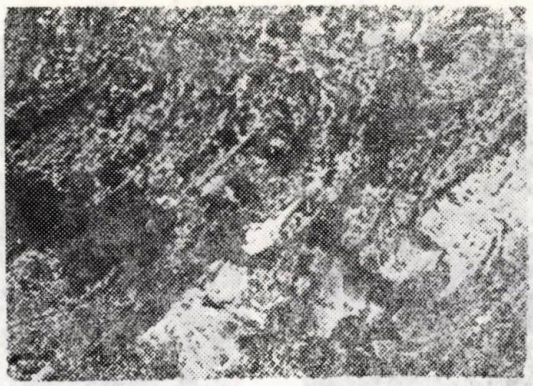


Fig. 4. Cocs de petrol acicular I_2 — structură fibroasă și florală

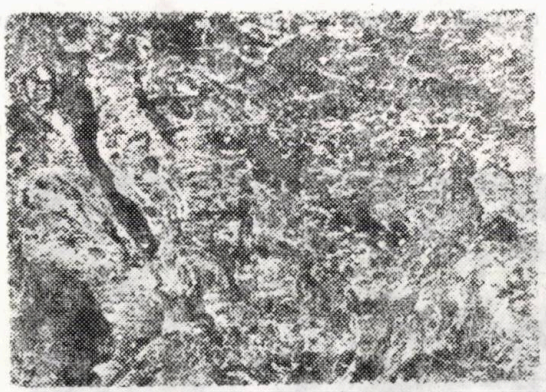


Fig. 5. Cocs de petrol acicular I_2 — structură tip mozaic mare

În ceea ce privește cocsurile calcinate, s-au examinat sortimentele de cocs de petrol din R.S.R., calcinate în diferite variante, și cocsurile cu structură orientată din import. Datele de analiză sînt prezentate în tabelele 3 și 4.

Din aceste date rezultă că o caracteristică specifică a cocsurilor cu structură orientată din import este existența proporției ridicate a structurilor de curgere de tip fibros, 25—30% pentru cocsul I_2 și 45—50% pentru cocsul I_1, restul pînă la 100% fiind structuri de tip floral și foarte puțin structuri de tip mozaic mare (10—15%).

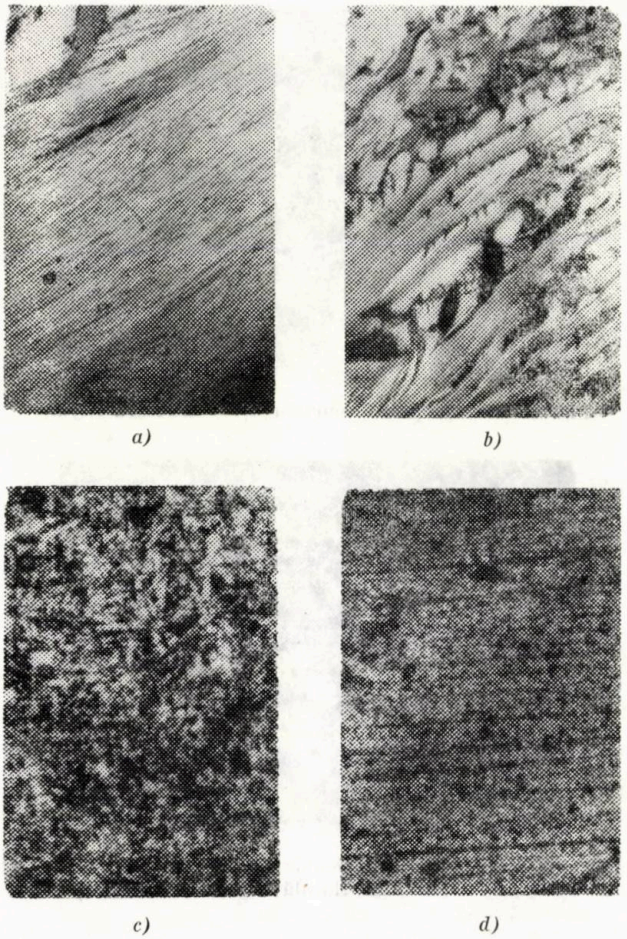


Fig. 6. Tipuri de structuri anizotrope în cocsurile românești experimentale tip *D*:
a — structură fibroasă;
b — structură florală;
c — structură tip mozaic mare;
d — structură tip mozaic fin

Fig. 7. Cocs de petrol românesc tip *D* necalcinat

Este de remarcat faptul că, în cazul cocsului tip *D* (tab. 3) și mai ales la D_I, D_{II} (tab. 4), totalul structurilor orientate (fibros și floral) este comparabil cu al cocsurilor procurate din import.

La cocsurile de petrol tip D_I și D_{II} se remarcă o creștere a structurii fibroase la 30—40%,

Tabelul 3

Analiza microscopică a sortimentelor de cocs de petrol fabricate în R.S.R.

Sortimentul	Structură anizotropă, %				Structură izotropă, %	Densitate reală, kg/m³
	fibros	floral	mozaic mare	mozaic mic		
B	11,0	61,0	26,0	2,0	—	2 101
B	7,0	61,8	27,2	2,5	1,5	2 070
P	15,5	60,8	23,7	—	—	2 056
P	18,5	51,5	7,5	16,0	6,5	2 057
T	19,0	54,5	25,0	1,5	—	2 085
T	10,0	53,0	36,0	1,0	—	2 039
D(x)	15,0	67,5	17,5	—	—	2 095
D(xx)	15,5	65,0	18,5	1,0	—	2 120
D	11,5	65,75	21,0	1,75	—	2 037

*) calcinat industrial în cuptoare rotative;
**) calcinat industrial în cuptoare tip retortă

Tabelul 4

Analiza microscopică a cocsurilor de petrol cu structură orientată

Sortimentul		Structură anizotropă, %				Structură izotropă, %	Densitate reală, kg/m³
		fibros	floral	mozaic mare	mozaic mic		
		I. Cocsuri experimentale calcinate în laborator					
D_I	1	29	53	16	—	—	2 100
	2	34	47	14	5	—	2 122
	3	35	53	11	1	—	2 124
D_{II}	1	37	44	19	—	—	2 110
	2	37	41	22	—	—	2 108
	3	43	30	27	—	—	2 111
		II. Cocsuri experimentale calcinate industrial					
D_I	1	42	38	17	1	2	2 104
	2	43	45	10	—	2	2 123
	3	39	49	10	2	—	2 125
	4	39	47	13	1	—	2 135
D_{II}	1	27	42	30	1	—	2 131
	2	30	52	18	—	—	2 133
	3	30	55	14	1	—	2 147
		III. Cocsuri aciculare din import					
I_1	1	48,5	45,5	6,0	—	—	—
	2	46,25	36,5	11,25	4,0	2,0	2 110
I_2	1	33	51,25	25,75	—	—	2 109
I_2	2	35	33	20	4	8	2 152
I_2	3	21,5	35,5	41,5	1,5	—	2 137
I_2	4	44	34	22	—	—	2 121

apropiindu-se de valorile cocsurilor aciculare din import. Celelalte tipuri de cocs de petrol din R. S. R. (tab. 3) sînt asemănătoare, prezentînd conținut de structură fibroasă sub 20%, structură florală 45—60%, restul fiind structuri de tip mozaic mare.

Cu toate că atît metoda de difracție cu raze X, cît și determinarea densității reale au semnalat o îmbunătățire a calității cocsului tip *D*, calcinat industrial în cuptoare tip re-

tortă, față de cea a cocsului calcinat în cuptoare rotative, prin microscopie optică, această diferență nu a fost surprinsă.

Structurile puse în evidență prin microscopie optică reprezintă gradul de orientare al cocsului de petrol, la dimensiunea cristalitelor care sînt în ordinul de mărime a lungimii de undă a spectrului vizibil.

Difracția de raze X prezintă gradul de orientare la nivel atomic, propriu lungimii de undă a razelor X folosite, de ordinul a 10^{-10} m, deci rezultatele celor două metode sînt complementare, dar nu reprezintă același lucru.

Rezultatele obținute prin difracția de raze X concordă cu rezultatele determinărilor de densitate reală, aceasta din urmă depinzînd de structura intimă a materialului respectiv.

În concluzie, folosirea celor două metode de analiză, difracția de raze X și microscopia optică, permite aprecierea gradului de ordonare a structurii cocsurilor de petrol și totodată aprecierea structurii unui cocs de petrol de structură aciculară.

DOCUMENTARE

Mașini pentru deservirea celei mai mari baterii de cocsificare din lume

În noiembrie 1982, Krupp Koppers GmbH Essen a primit de la uzina Mannesmannröhren Werke AG, Düsseldorf, comanda pentru construirea celei mai mari baterii de cocsificare din lume. La uzina Duisburg — Huckingen se află în construcție 70 de cuptoare cu o înălțime a camerei de 7,85 m și cu un volum util de 70 m³.

În ianuarie 1983, a urmat comanda pentru mașinile de deservire a cuptoarelor, adică pentru două mașini de încărcare a șarjei, două împingătoare de cocs și pentru două mașini de scos uși. Mașinile pentru încărcarea șarjei și împingătoarele de cocs sînt utilaje care efectuează toate operațiile la cuptor fără schimbarea poziției. Operațiile sînt mecanizate. Mașina execută 158 de cicluri ale cuptorului în 21 h într-un ritm al ciclului de 2/1.

Execuția mașinii permite funcționarea automată, semiautomată sau manuală. Cabinele de comandă sînt climatizate și executate conform normelor de ergonomie.

Mașinile de încărcare a șarjei vor fi echipate cu pîlnii de umplere cu un volum total de 80 m³, care permit prelucrarea unor încărcături de 57 t.

Evacuarea gazului de încărcare în timpul încărcării se face în felul următor: o conductă de trecere, care se coboară de pe mașină în timpul încărcării, leagă pe partea de cocs, prin deschizături suplimentare prevăzute cu știuțuri de aspirare a gazului de la încărcare, cuptorul care urmează să fie încărcat de un cuptor alăturat, în care intră astfel o parte din gazul de încărcare. De aici gazul este aspirat prin conducta de refulare și ajunge împreună cu gazul brut la locul de epurare a gazului. Poluarea mediului ambiant cu gaz de la încărcare este astfel aproape exclusă. Mașina execută la cuptorul care urmează să fie încărcat aproximativ 20 de operații. Printre acestea se numără:

— deschiderea, curățarea și închiderea conductelor de refulare;

— deservirea ventilelor;

— ridicarea și curățarea capacului orificiului de umplere, reașezarea și înșurubarea lui ulterioară;

— coborîrea telescoapelor;

— cuplarea sistemului de aspirare cu presiune înaltă, încărcarea șarjei cu transportoare elicoidale și repunerea tuturor dispozitivelor în poziția lor de pornire.

După eliberarea mecanismului de rulare, mașina de încărcare se întoarce la turnul de șarjă și preia automat o nouă încărcătură.

Împingătoarele de cocs scot pilotul de cocs de 40 t din cuptor.

Capetele de împingere ale mașinii au o particularitate: de ambele părți sînt amplasate cîte trei dispozitive pentru prinderea unor palpatoare de temperatură, pentru măsurarea profilului termic al peretelui cald.

Împingătoarele de cocs execută peste 40 de operații, blochează mecanismele de rulare, coboară barierele de siguranță de la culoarul de trecere, desprinde ușa, o scoate și o curăță. După un semnal transmis din partea de cocs, începe procesul de împingere simultan cu degrafitarea. Urmează curățarea cremalierei și a ramei camerei, după care se pune la loc ușa camerei cuptorului și se închide.

O bară nivelează cărbunele din cuptorul următor. Se execută toate lucrările pregătitoare și de finisare.

Cite un vagon de serviciu funcționează pe partea mașinilor și a cocsului. Platforma fiecărui vagon se poate deplasa pe verticală și reprezintă o platformă sigură pentru toate lucrările de inspecție, curățare și întreținere la ușa cuptoarelor la statorul rotorului și la rotoarele transversale. Sînt accesibile toate locurile dintre culoarul de trecere și partea superioară a capacului cuptorului, inclusiv platformele finale și cele intermediare.

(În: Stahl und Eisen, R. F. G., nr. 5, 1984, p. 226)

Iscor a pus din nou în funcțiune furnalul C

Din cele patru furnale ale uzinei Vanderbijlpark (furnalele *A* și *B* de 955 m³, furnalul *C* de 1 550 m³, iar furnalul *D* de 2 040 m³), în ultimul trimestru al anului 1983 s-a pus din nou în funcțiune furnalul *C*, după recăptușire și modernizare și după o întrerupere de opt luni. Reparațiile au fost executate de către Nippon Kokan, Japonia. Capacitatea furnalului a fost mărită de la 2 100 la 3 000 t fontă pe zi. Prin măsurile de economisire a energiei aplicate se contează pe o reducere a consumului de cocs de 12%.

Modernizarea cuprinde următoarele: automatizarea depozitării materiilor prime, a încărcării furnalului, a cernerii cocsului și aglomeratului, montarea unui dispozitiv Paul Wurth de închidere automată a gurii furnalului; căptușirea vetrei cu cărămizi din grafit și carbon, a etalajului și a 2/3 din cuvă cu cărămizi din carbură de siliciu; echiparea furnalului cu o conductă inelară de aer cald, cu guri de vînt pentru temperaturi și presiuni mai ridicate ale aerului, cu două orificii de descărcare, cu mașini noi Dago & Dienenthal de astupat orificiile de descărcare și cu o platformă de turnare care face posibilă evacuarea furnalului pe două părți; construirea unei instalații noi de epurare a gazului, pentru o presiune mai mare a gazului de furnal, cu un conținut maxim de praf de sub 10 mg/m³; reconstruirea unuia dintre preîncălzitoarele de aer și ridicarea temperaturii aerului la peste 1 000°C; îmbunătățirea răcirii furnalului; montarea unor aparate moderne de măsură și a unui calculator de proces.

(În: Stahl und Eisen, R. F. G., nr. 4, 1984, p. 16)

Dr. ing. A. Urseanu
Combinatul siderurgic — Reşiţa

Experimentări privind creşterea productivităţii şi reducerea consumului de cocs la aglomerare, prin scăderea debitului de aer fals

CZ : 622.785 : 65.011.4

În timpul procesului de aglomerare, gazele evacuate care trec prin colector, multiciclon şi exhaustor, pe lîngă azot şi oxigen rezidual mai conţin şi gazele arse de la cuptorul de aprindere, aburii rezultaţi de la umiditatea amestecului de şarjă şi apă legată chimic.

În gazele evacuate se mai găseşte CO_2, rezultat prin arderea carbonului, sulf şi oxid de carbon în cantităţi reduse, iar într-o cantitate însemnată, aer, care trece prin părţile neetanşe şi în special pe lîngă părţile laterale ale cărucioarelor din sistemul de evacuare a gazelor arse, contribuind la diminuarea productivităţii, la creşterea consumului specific de cocs şi la înrăutăţirea proprietăţilor fizice ale aglomeratului.

Aerul, care trece pe lîngă părţile laterale ale cărucioarelor (fenomen denumit în continuare efect de perete), are aceste efecte negative din următoarele cauze :

a) datorită contracţiei întregii cantităţi de aglomerat care se găseşte pe banda de aglomerare ;

b) datorită uscării premature a amestecului de şarjă care ajunge în contact cu părţile laterale ale cărucioarelor încălzite, la ieşirea de sub cuptorul de aprindere.

În aceste condiţii, prin stratul de material trece o cantitate mai mică de aer decît cea prevăzută, deoarece pe lîngă părţile laterale nu întîmpină nici o rezistenţă.

Astfel producţia de aglomerat va fi diminuată, iar datorită aerului rece (din mediul ambiant), care trece pe lîngă părţile laterale ale maşinii, se va înregistra o creştere a consumului specific de cocs, concomitent cu înrăutăţirea calităţii aglomeratului.

De aici rezultă că ar fi necesar să crească sau debitul de aer aspirat, sau permeabilitatea stratului, astfel încît efectul de perete să fie anihilat.

Conform relaţiei generale a lui Darcy :

$$P = \frac{V_{am} \cdot h}{\Delta_{pd} \cdot A}, \qquad (1)$$

se poate determina permeabilitatea stratului la o anumită temperatură a sistemului, unde :

P este permeabilitatea, $m^4/kg \cdot s$;
V_{am} — volumul de aer (gaz) aspirat, Nm^3/h ;
h — înălţimea stratului, mm ;
Δ_{pd} — diferenţa de depresiune, mm. col. Hg ;
A — suprafaţa activă a stratului, m^2.

Debitul de aer aspirat va fi :

$$Q_a = n \quad V_{am} + V_{af} \qquad (2)$$

unde :

$$V_{am} = \frac{P\Delta_{pd} \cdot A}{h} \qquad (3)$$

şi :

$$V_{af} = K \cdot (L \times b), \quad p^{0.42} \qquad (4)$$

unde :

V_{af} este volumul de aer fals, Nm^3/h ;
L — lungimea maşinii de sinterizare, m ;
b — lăţimea maşinii de sinterizare, m ;
p — depresiunea, mm. col. H_2O.

K este o măsură a neetanşeităţii stratului, în valoarea acestei constante incluzîndu-se şi debitul de aer fals care trece pe lîngă pereţii laterali ai maşinii de aglomerare. Valorile lui K variază între 30 şi 150.

Datorită aerului fals (în general) care intră în sistem şi (în particular) a aerului fals care provoacă efectul de perete, se obţine o diminuare a temperaturii gazelor evacuate, care se poate compensa numai prin creşterea consumului specific de combustibil.

În figura 1 este reprezentat în mod semnificativ efectul de perete în cazul unui strat de material supus procesului de sinterizare.

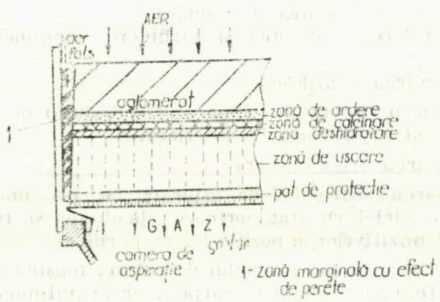


Fig. 1

Scopul acestor experimentări constă în găsirea unei soluţii care să determine posibilităţile de evitare a aspirării aerului fals şi de trecere

a acestuia integral prin stratul de material supus procesului de aglomerare. În aceste condiții, se va putea determina un coeficient de creștere a producției specifice și de reducere a consumului specific de cocs, care se va putea aplica la aglomerarea cu două straturi.

În vederea realizării dezideratului propus, este necesar să se schimbe din punct de vedere constructiv lateralele cărucioarelor, în așa fel încît materialul adăugat suplimentar să cadă pe peretele lateral al căruciorului și nicidecum în interiorul lui.

În acest caz dispare efectul de perete, iar aerul fals care trece pe lîngă pereții laterali este acum obligat să treacă integral prin stratul de material, aducîndu-și contribuția la creșterea productivității prin :

— introducerea unei cantități suplimentare de amestec în procesul de aglomerare;

— aerul, care înainte trecea pe lîngă pereții laterali ai cărucioarelor, va trece acum prin

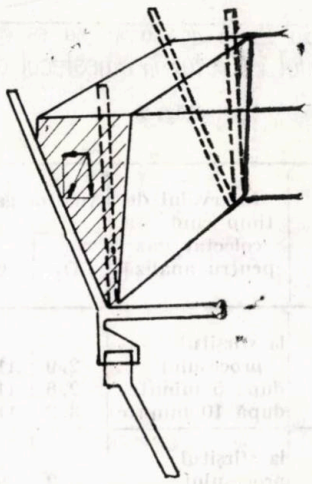


Fig. 2

strat, obținîndu-se astfel o reducere a vitezei de deplasare a zonei de foc, deci a timpului de sinterizare.

Ca instalație de experimentare s-a ales cuva de aglomerare în care s-au introdus cutii, cu partea inferioară fixată de grătar, conform figurii 3.

În figura 3, *ABCDEFGH* reprezintă volumul cuvei de aglomerare propriu-zise, în care s-a introdus cuva cu pereții verticali *KLMNOPRS*

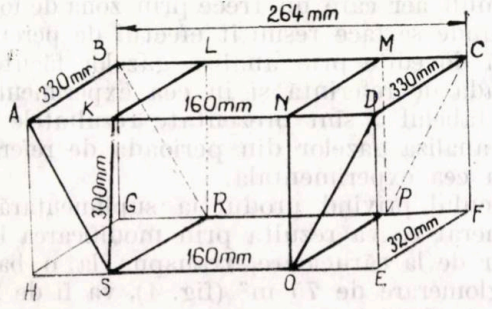


Fig. 3

(referință) și apoi cuva *ABCDOPRS*, ai cărei pereți sînt înclinați (experimentare). În scopul cercetării factorilor de influență și pentru stabilirea indicatorilor tehnico-economici ai procesului de aglomerare, s-a urmărit realizarea unor parametri optimi pentru cele două etape cercetate.

Etapa I de referință — în care s-au stabilit parametrii medii de aglomerare.

Etapa a II-a de experimentare — în care pereții laterali sînt înclinați și unde dispare complet efectul de perete.

Pentru a stabili cantitatea de retur care se găsește în amestecul de șarjă, s-a variat consumul de combustibil între 60 și 85 kg/t aglomerat, stabilindu-se consumul de combustibil pentru care valoarea returului se echilibrează.

Din diagrama prezentată în figura 4 se constată că, pentru perioada de referință, prin creșterea proporției de retur se obține o reducere a consumului specific de cocs.

În tabelul 1 sînt prezentate rezultatele experimentărilor (la retur echilibrat).

În figura 4 sînt prezentate tipurile de realizare a aglomeratului în perioada de referință

Tabelul 1

	20 % Retur		40 % Retur		60 % Retur	
	Ref.	Exp.	Ref.	Exp.	Ref.	Exp.
Cocs $R_R/R_C = E = 1$	75,0	73,5	69,0	67,0	64,5	61,5
Producția specifică	29,8	43,2	27,9	42,0	25,8	36,4
Rezistența mecanică	20,3	19,7	20,9	20,0	21,4	21,0
Gradul de oxidare	92,0	92,0	92,75	92,60	93,50	93,20

și în perioada de experimentare, putîndu-se constata o diminuare a timpului de sinterizare a perioadei experimentale cu 0,5—1,0 min, datorită faptului că întreaga cantitate de aer a trecut prin strat, iar efectul de perete nu a mai avut loc.

Valoarea producției specifice, care exprimă efectul de perete la 20—60% retur, reprezintă producția specifică de aglomerat realizată în perioada experimentală, însă recalculată cu timpii de sinterizare realizați în perioada de referință.

Valoarea efectului de perete se prezintă în tabelul 2.

Rezultă că pe lîngă materialul suplimetar care se introduce în instalație, care de fapt reprezintă diferența dintre perioada de referință și cea de experimentare, cînd s-a calculat producția specifică cu timpii din perioada de referință, se mai adaugă producția suplimentară de aglomerat care se obține datorită reducerii timpului de sinterizare.

Tabelul 2

	20 % Retur		40 % Retur		60 % Retur	
	Ref.	Exp.	Ref.	Exp.	Ref.	Exp.
P_S, R(producția specifică cu timp de referință)	29,8	42,0	27,9	39,0	25,8	34,4
P_{Sp}	—	−1,2	—	−3,0	—	−2,0

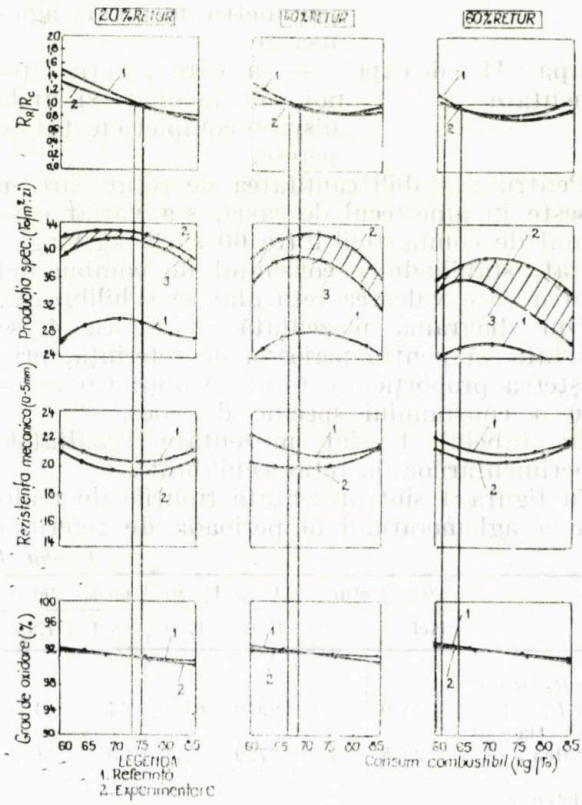


Fig. 4

Zona haşurată din figura 4 reprezintă valoarea efectului de perete exprimată prin variaţia producţiei specifice cu consumul de combustibil şi cu variaţia cantităţii de retur.

Tot în figura 4 este prezentată reducerea consumului specific de cocs prin creşterea proporţiei de retur de la 20 la 60%.

În figura 5 se prezintă valoarea efectului de perete exprimată prin producţia specifică. Curba *3* din figura 5 reprezintă producţia specifică la retur echilibrat a perioadei experimentale, cînd s-a utilizat timpul de sinterizare din perioada de referinţă.

Prin creşterea de retur, în cazul cînd $E = 1$, producţia specifică scade concomitent cu consumul specific de cocs.

Din datele prezentate în figura 4 se mai constată influenţa consumului de cocs asupra variaţiei conţinutului de oxid feros şi influenţa conţinutului de oxid feros asupra rezistenţei mecanice a aglomeratului la diferite proporţii de retur.

Astfel, prin mărirea consumului de cocs în amestec, s-a obţinut un aglomerat puternic topit, cu un conţinut de oxid feros care a crescut de la 8—9% pînă la 12,5—13%, fapt ce a influenţat pozitiv şi îmbunătăţirea rezistenţei mecanice a aglomeratului.

În cazul perioadei experimentale, îmbunătăţirea rezistenţei mecanice este mai semnifi-

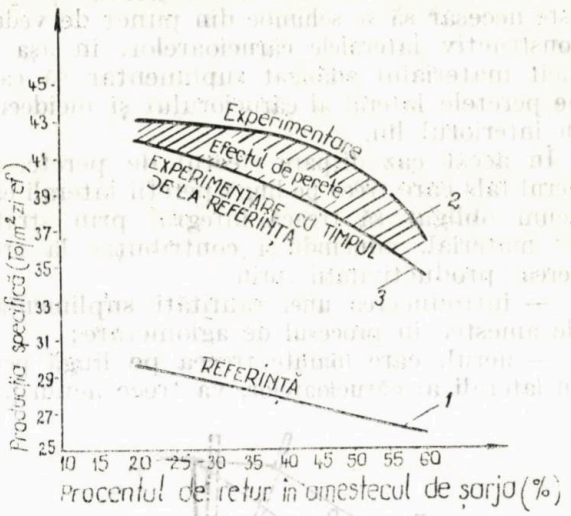


Fig. 5

Tabelul 3

Perioada	Intervalul de timp cînd s-a colectat gaz pentru analiză	Analiza gazelor arse, %		
		CO_2	O_2	CO
Referinţă	la sfîrşitul procesului	2,9	11,5	1,5
	după 5 minute	2,6	11,2	1,6
	după 10 minute	3,2	11,8	1,4
Experimentare	la sfîrşitul procesului	3,2	9,6	1,6
	după 5 minute	2,8	10,4	1,4
	după 10 minute	3,6	9,8	1,8

cativă (la acelaşi consum de cocs ca şi în perioada de referinţă), datorită faptului că aerul nu mai poate pătrunde pe lîngă pereţii laterali ai cărucioarelor, producînd o răcire mai rapidă a acestor părţi de aglomerat, ceea ce duce la fisurarea lui, deci în final la o înrăutăţire a rezistenţei mecanice a aglomeratului.

Cele afirmate referitor la pătrunderea de mai mult aer care nu trece prin zona de foc — deci unde se face resimţit efectul de perete — pot fi dovedite prin analiza gazelor făcute în perioada de referinţă şi în cea experimentală.

În tabelul 3 sînt prezentate rezultatele privind analiza gazelor din perioada de referinţă şi din cea experimentală.

Calculul privind producţia suplimentară de aglomerat ce va rezulta prin modificarea lateralelor de la cărucioare, transpus la o bandă de aglomerare de 75 m² (fig. 4), va fi de 2,33 t/m². zi efectivă.

Dr. ing. A. Georgescu
Combinatul siderurgic-Galaţi
prof. dr. ing. N. Murguleţ şi
dr. ing. A. Nicolae
Institutul politehnic — Bucureşti

Standuri industriale pentru cercetarea caracteristicilor jeturilor de gaze suflate în spaţiul de lucru al cuptoarelor metalurgice

CZ : 669.041 : 536

După cum este cunoscut, viteza cu care se desfăşoară procesele care au loc în unele agregate pentru elaborare şi în special în convertizoarele cu oxigen depinde de intensitatea interacţiunii jetului de gaz cu baia metalică şi zgură, intensitate care este influenţată la rîndul ei prin intermediul caracteristicilor mecanice şi acustice ale jeturilor şi de construcţia ajutajelor de suflare, respectiv a capetelor de lance în care se montează aceste ajutaje. Deşi în general sînt stăpînite legile după care se proiectează şi funcţionează ajutajele de diverse tipuri (dintre care cel mai utilizat este ajutajul de tip Laval), toţi specialiştii care lucrează în domeniul gazodinamicii jeturilor de gaze sînt de părere că este necesar ca orice ajutaj nou sau cap de lance nouă să fie testat înainte de a fi dat în exploatare şi că această testare trebuie făcută în condiţii industriale.

Avînd în vedere aceste premise, precum şi faptul că la oţelăriile LD de la C.S. Galaţi construcţia ajutajelor şi capetelor de lance este o chestiune de o deosebită importanţă pentru exploatarea convertizoarelor, autorii lucrării de faţă şi-au propus să proiecteze, să realizeze şi să folosească pentru cercetare standuri pentru testarea performanţelor pe care le pot atinge diversele categorii de ajutaje şi lănci metalurgice. În acest context, în cele ce urmează vor fi prezentate cîteva standuri pentru încercări care, prin faptul că au fost construite pe platforma oţelăriei de la C.S. Galaţi şi lucrează la parametrii de suflare a oxigenului în convertizor, reprezintă de fapt instalaţii de cercetare ce funcţionează la nivel industrial.

Standul pentru testare universală

Realizarea acestui stand permite testarea lăncilor şi ajutajelor în condiţii industriale, deoarece, prin amplasarea pe platforma oţelăriei şi legarea la magistrala de oxigen a combinatului, jeturile de oxigen obţinute sînt la debite şi presiuni comparabile cu cele realizate practic la convertizoare.

Standul, a cărui fotografie este prezentată în figura 1, iar schiţa funcţională în figura 2, a fost astfel conceput încît pe circuitul fluidului energetic (în cazul de faţă, oxigenul) se pot măsura următorii parametri :

A — presiunea p înainte de ventilul de reglare a debitului ;

B — debitul Q al fluidului ;

C — presiunea în şase puncte după ventilul de reglare pe circuitul ajutajului sau capului de lance.

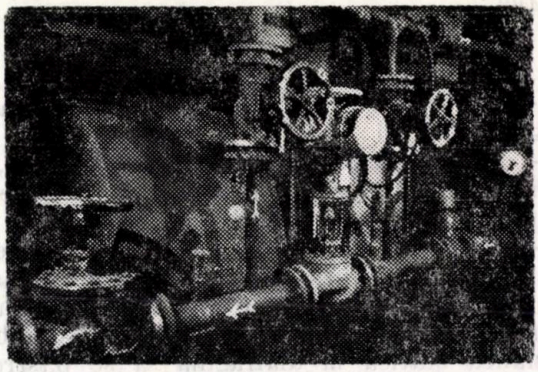


Fig. 1. Standul de testare universală

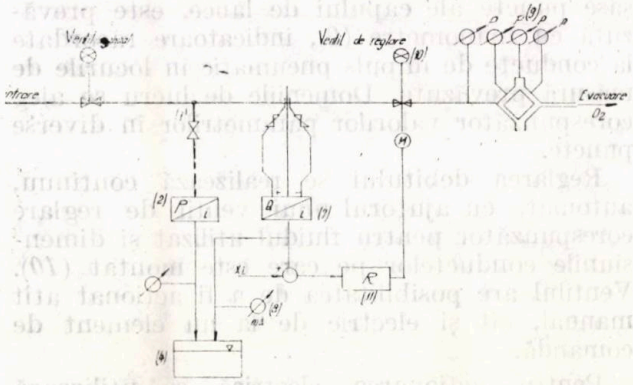


Fig. 2. Schema funcţională a standului de testare universală

Bucla A de măsurare a presiunii fluidului înainte de ventilul de reglare se compune din :

— priza de preluare cu robinet de separare (*1*) ;

— conductă de impuls pneumatic ;

— traductor de măsură ce converteşte mărimea de măsurat (presiunea) în curent de măsură proporţional cu valoarea măsurată (*2*) ;

— aparat indicator, miliampermetru (*3*), a cărui scală este gradată în unităţi de măsură convenabile domeniului de lucru (0—14 bar) ;

— aparat înregistrator (*4*) cu două curbe, necesar pentru analiza energiei jetului, avînd înregistrate atît presiunea, cît şi debitul fluidului.

Bucla *B* de măsurare a debitului se compune din :

— diafragmă de măsurare montată pe conducta principală, calculată și dimensionată corespunzător domeniului de lucru și parametrilor (p, T, ϱ etc.) fluidului utilizat ;

— două prize de preluare cu robineți de separare (*5*, *6*) ;

— conducte de impuls pneumatic ;

— traductor de măsurat debitul (*7*) ce convertește diferența de presiune dată de diafragmă (Δp) în curent electric de măsură, proporțional cu valoarea măsurată, conform relației :

$$i \cong Q \cong K\sqrt{\Delta p},$$

în care K este coeficientul determinat de parametrii fluidului ;

— aparat indicator, miliampermetru (*8*), a cărui scală este gradată în unități de debit pentru domeniul de lucru ;

— înregistratorul (*4*) de pe bucla de presiune necesar stabilirii debitului (s-a ales măsurarea debitului înainte de ventilul de reglare, pentru ca în condițiile de debite variabile presiunea statică la diafragmă să se păstreze practic constantă și egală cu cea luată în calcul pentru dimensionarea diafragmei).

Bucla *C*, pentru măsurarea presiunilor în șase puncte ale capului de lance, este prevăzută cu manometre (*9*), indicatoare racordate la conducte de impuls pneumatic în locurile de măsură prevăzute. Domeniile de lucru se aleg corespunzător valorilor parametrilor în diverse puncte.

Reglarea debitului se realizează continuu, automat, cu ajutorul unui ventil de reglare corespunzător pentru fluidul utilizat și dimensiunile conductelor pe care este montat (*10*). Ventilul are posibilitatea de a fi acționat atît manual, cît și electric de la un element de comandă.

Pentru acționarea electrică se utilizează un regulator *R*(*11*), care primește comanda (valoarea prescrisă X_i) de la operator, o compară cu valoarea reală a debitului (X_r) și, în funcție de valoarea obținută ca diferență a celor două mărimi (ε), acționează în sensul dorit asupra ventilului de reglare, determinînd închiderea sau deschiderea circuitului, deci obținerea de debite constante și la valorile impuse de operator.

La realizarea standului s-a urmărit folosirea oxigenului la parametrii existenți la nivelul capului de lance folosit la convertizoare. S-a precizat că este necesar ca ajutajele clasice (convenționale) și capetele de lance să poată fi testate într-o gamă cît mai largă de presiuni și debite.

După realizarea standului, s-a procedat la verificarea performanțelor acestuia, care pot fi deduse din datele prezentate în tabelu 1 și prelucrate grafic în figura 3, date obținute prin testarea unor ajutaje reprezentative pentru situația existentă la oțelăriile de la Combinatul siderurgic — Galați.

Tabelul 1

Performanțele pneumatice ale standului

Presiunea bar	5	6,5	9	10	11	12
Debitul, m^3N/min	40	50	60	65	70	75
Viteza la ieșirea din ajutaj, m/s	588	736	885	965	1 034	1 105
Număr Mach, M_a	1,92	2,4	2,9	3,15	3,35	3,54

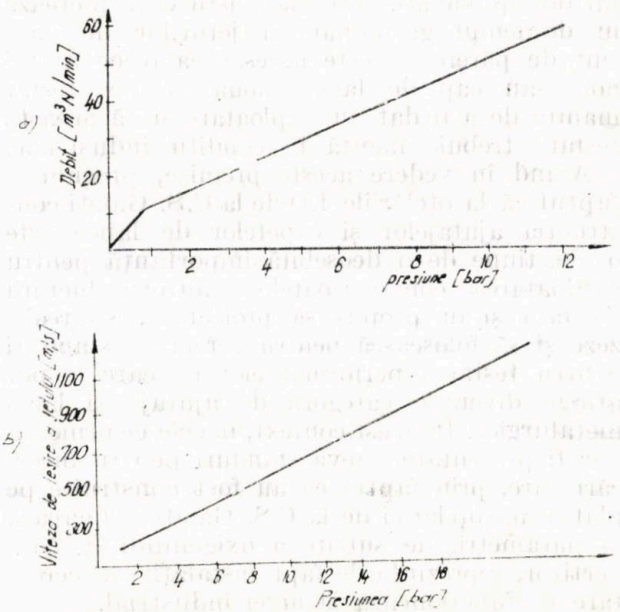


Fig. 3. Curbele caracteristice de suflare pe standul de testare universală :
a) curba „presiune — debit" ; *b*) — curba „presiune — viteză jet"

Curbele prezentate în figurile menționate reprezintă curbele caracteristice pentru posibilitățile de suflare pe stand.

Instalația anexă de suflare a oxigenului este prevăzută cu posibilități de reglare și măsurare a debitului și presiunii, fiind terminată cu un știuț, la care se pot monta diverse tipuri de ajutaje utilizate în lăncile de suflare a oxigenului în convertizoare.

Standul oferă posibilitatea unor încercări foarte apropiate de cele existente în exploatare, diferențele constînd în faptul că se suflă printr-un ajutaj (față de 3—4 sau 5 cîte are o lance)

și mediul în care se suflă (atmosfera halei), diferit de cel din convertizor în timpul suflării.

La acest stand, presiunea oxigenului înaintea ventilului de reglare poate atinge 14 bar și înregistrează variații neesențiale la variația debitului suflat prin ajutaje. Ajutajele testate se pot monta direct la ștuțul conductei de oxigen, care are diametrul de 110 mm.

Standul pentru măsurarea forței de impact

În scopul cunoașterii forței de impact a jetului la diverse distanțe de ajutaje, s-a conceput și realizat instalația prezentată în figura 4 iar schița funcțională, în figura 5.

Instalația pentru măsurarea forței de impact a jetului se compune în principal dintr-un disc de oțel inoxidabil cu diametrul de 700 mm, montat pe un cursor ghidat pe rolele unui

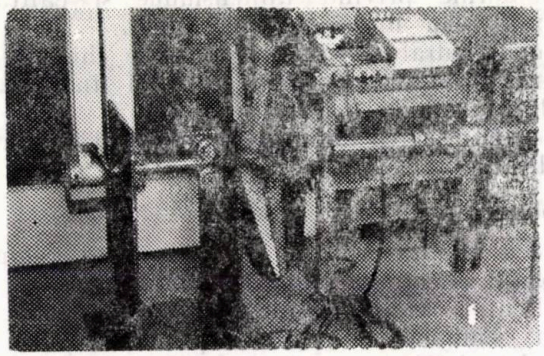


Fig. 4. Instalația de măsurare a forței de impact a jetului

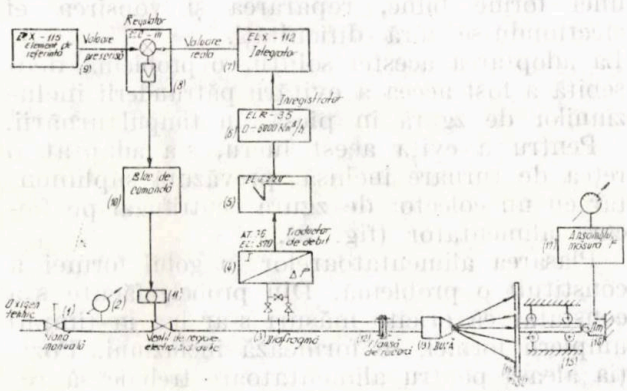


Fig. 5. Schema funcțională a instalației pentru măsurarea forței de impact a jetului

suport de susținere. Sistemul de ghidare permite discului să se deplaseze axial, solidar cu cursorul. Capătul cursorului apasă pe o mesdoză, care este legată electric la un ansamblu de măsură terminat cu un miliampermetru.

Dispozitivul poate fi instalat în fața ajutajului care trebuie testat, astfel ca jetul de oxigen să se proiecteze centrat pe disc. Forța de apăsare dată de jet pe disc se transmite la mesdoză prin cursor. Mesdoza transferă în sistemul de măsură curenți proporționali cu forța realizată de jetul de oxigen pe disc, ampermetrul fiind gradat în daN, prin etalonare.

Standul pentru măsurarea presiunilor în jet

Pentru măsurarea presiunilor în interiorul jetului de oxigen la diverse distanțe de ajutaj pe axa longitudinală a jetului și la diverse distanțe pe această axă într-un plan transversal pe direcția de deplasare a gazului, s-a realizat o instalație pentru măsurarea presiunilor în jet, reprezentată în figura 6 și având schița funcțională din figura 7.

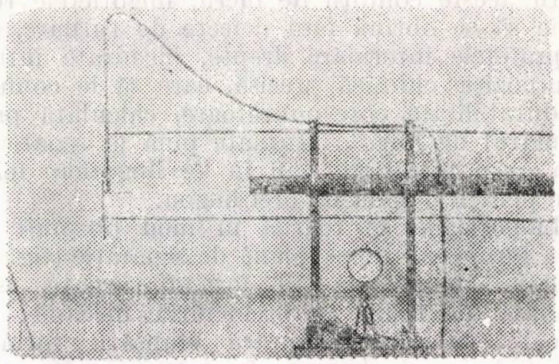


Fig. 6. Instalația de măsurare a presiunilor în jet

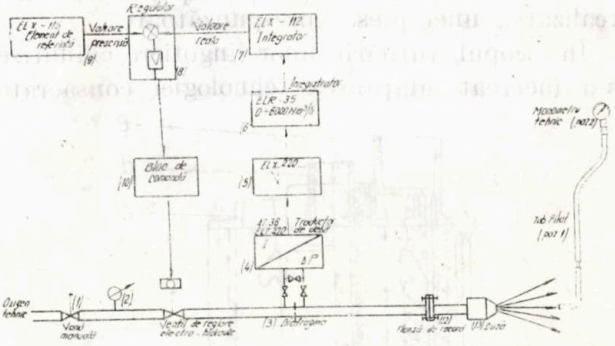


Fig. 7. Schema funcțională a instalației pentru măsurarea presiunilor în jet

Instalația pentru măsurarea presiunii jetului conține, în principal, un dispozitiv format dintr-un tub Pitot, montat pe un suport care îi permite o amplasare centrată în fața jetului.

Tubul Pitot poate fi deplasat în lungul jetului, pentru a măsura presiunea interioară la distanțe diferite de duză.

Cu acest aparat presiunea se măsoară prin comparație între presiunea atmosferică și cea din interiorul jetului.

Ing. A. Mitrofan, ing. V. Deceanu
și ing. A. Mureșan
Întreprinderea mecanică — Alba Iulia

Turnarea lingotierelor din fontă pe o linie mecanizată, destinată turnării pieselor pentru mașini-unelte

CZ : 621.746.393

În procesul de turnare a oțelului, lingotierele sînt supuse la solicitări deosebite, datorită :

— încălzirii repetate pînă la cca 900°C, urmate de răciri;

—șocurilor mecanice la cald și la rece;

— acțiunii oxidante a gazelor fierbinți în timpul umplerii lingotierei cu oțel;

— acțiunii erozive a oțelului.

În aceste condiții de lucru, lingotierele trebuie să se obțină fără defecte de turnare, cu suprafețele interioare drepte, încadrate într-o compoziție chimică precisă, care să le confere o durabilitate corespunzătoare, calculată prin numărul de lingouri turnate pînă la scoaterea din uz a lingotierei sau în kg lingotiere folosite pentru o tonă de oțel lingou.

Lingotierele se toarnă în mod obișnuit în trei forme cu două plane de separație (fig. 1). Utilajul tehnologic de formare-turnare este realizat din fontă cu prelucrările mecanice de rigoare, necesare asigurării etanșării formei. După cum se observă, tehnologia consacrată pentru realizarea lingotierelor este în poziție verticală, asigurînd condiții optime pentru realizarea unei piese corespunzătoare.

În scopul turnării unor lingotiere cilindrice s-a încercat adaptarea tehnologiei consacrate

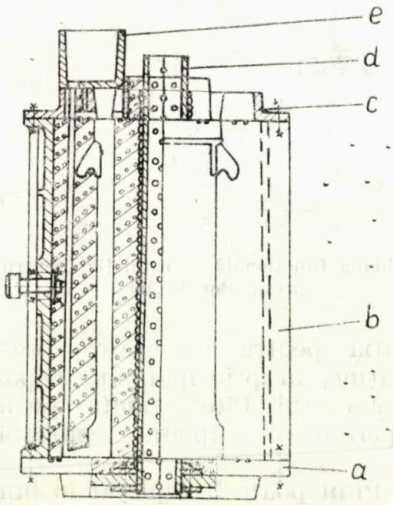


Fig. 1. Ramă asamblată pentru turnare : *a* — ramă inferioară ; *b* — ramă intermediară ; *c* — ramă superioară ; *d* — armătură ; *e* — bazin de turnare

de turnare (în poziție verticală) care presupunea cheltuieli și timp pentru confecționat modele, pentru turnat și prelucrat rame de formare.

Analizînd problema prin prisma eficienței economice, s-a ajuns la concluzia experimentării turnării acestor lingotiere în poziție orizontală pe o linie mecanizată, cu rame de formare de 2 400 × 3 500 × 700 mm.

Condiții impuse

a) Obținerea unor piese fără defecte.

b) Realizarea pieselor în toleranțele admise de norme privind dimensiunile și calitatea suprafețelor interioare (de lucru).

c) Încadrarea într-o compoziție chimică viguros stabilită, propice realizării unor durabilități ridicate.

d) Fabricarea unor piese cu aspect comercial ridicat.

Soluții adoptate

S-a adoptat soluția turnării lingotierelor în poziție orizontală (două în formă).

Pentru realizarea formei s-au executat patru semimodele montate pe două plăci de model, destinate realizării formei inferioare și superioare. Acest lucru a permis realizarea unei forme bune, repararea și vopsirea ei efectuîndu-se fără dificultăți.

La adoptarea acestei soluții, o problemă deosebită a fost aceea a evitării pătrunderii incluziunilor de zgură în piesă, în timpul turnării.

Pentru a evita acest lucru, s-a adaptat o rețea de turnare închisă, prevăzută suplimentar cu un colector de zgură centrifugal pe fiecare alimentator (fig. 2).

Plasarea alimentatoarelor în golul formei a constituit o problemă. Din probele făcute s-a constatat că oricîte măsuri s-ar lua în timpul umplerii formei, se formează incluziuni. Poziția aleasă pentru alimentatoare trebuie să realizeze îndepărtarea incluziunilor de miez și apropierea lor de formă, suprafața interioară fiind cea care trebuie să fie perfect curată.

Pentru realizarea acestui deziderat, alimentatoarele s-au montat cît mai aproape de suprafața exterioară piesei (fig. 3).

Încadrarea piesei în toleranțele normelor a ridicat probleme mai grele.

Ca urmare a încovoierii miezului sub presiunea metalului lichid, s-a realizat o lingotieră curbă, cu o săgeată pe generatoarea interioară de pînă la 30 mm (fig. 4), ca urmare a cedării armăturii miezului, confecționată din țeavă de ∅100 mm.

Pentru realizarea unei piese corespunzătoare, s-a trecut la folosirea armăturilor turnate din fontă, avînd o secţiune care să con-

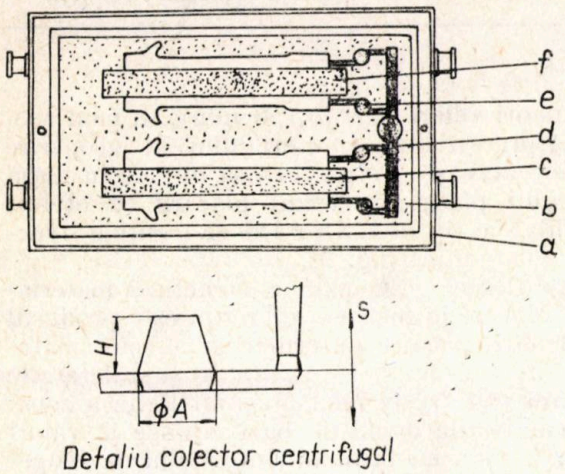


Fig. 2. Amplasarea lingotierelor în poziţie orizontală în rama de formare:
a — ramă de formare; *b* — amestec de formare; *c* — miez; *d* — colector de zgură normal; *e* — colector de zgură centrifugal; *f* — miez

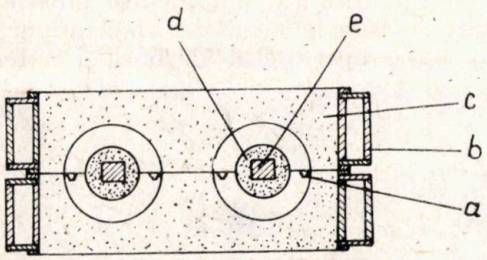


Fig. 3. Secţiune transversală în rame asamblate:
a — alimentator; *b* — ramă de formare; *c* — amestec de formare; *d* — miez; *e* — armătură

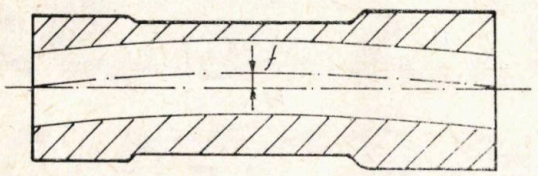


Fig. 4. Lingotieră ce prezintă săgeată

fere un modul de elasticitate ridicat în sensul presiunii metalului lichid (fig. 5), armătură care a dat rigiditate ridicată miezului, evitînd deformaţiile, deci realizarea unei piese încadrate în toleranţele normate.

Pentru realizarea unei durabilităţi ridicate, s-a pornit de la stabilirea unei analize chimice, care să confere lingotierei o structură perlitoferitică corespunzătoare.

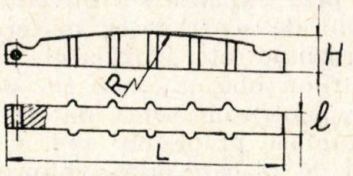


Fig. 5. Armătură de miez

Lingotiera cilindrică trebuie să aibă pereţi uniformi şi deci o distribuţie uniformă pe grosime a temperaturii transmise de la lingou, fapt ce conferă dealtfel lingotierelor cilindrice durabilităţi pînă la dublu faţă de celelalte.

În general, scoaterea din uz a lingotierelor cilindrice se datoreşte reţelei de arsuri, care apare la 30—40 de turnări, ca efect al arderii grafitului grosolan, creînd căi în profunzime pentru pătrunderea gazelor oxidante şi distrugerea suprafeţei interioare.

Analiza chimică stabilită a fost: 3,2—3,6% C; 1,6—2,0% Si; 0,6—0,8% Mn; max. 0,05% S; max. 0,150% P.

Această analiză a asigurat o structură perlitoferitică, care a scos piesa în afara domeniului de apariţie a crăpăturilor la turnare şi într-un domeniu în care apariţia reţelei de arsuri este întîrziată. Turnate în astfel de condiţii, lingotierele au avut o durabilitate de peste 100 lingouri pe lingotieră.

Concluzii

— Prin măsurile luate cu privire la dimensionarea corectă a reţelei, a introducerii unui colector tangenţial, a plasării corecte a alimentatoarelor, s-a reuşit adoptarea turnării în poziţie orizontală a lingotierelor cilindrice pentru turnarea oţelului, fără defecte de turnare.

— Stabilirea unei compoziţii chimice adecvate lingotierelor cilindrice, în vederea realizării unei structuri perlitoferitice, a condus la creşterea durabilităţii lor, la reducerea consumului pe tona de oţel şi, implicit, la economii substanţiale.

Aspecte structurale ale tablelor placate prin explozie

Dr. ing. Ioana Groza, dr. ing. Alex. Constantinescu, ing. Ana Coman
Universitatea din Braşov
fiz. D. Bojin
Institutul politehnic — Bucureşti

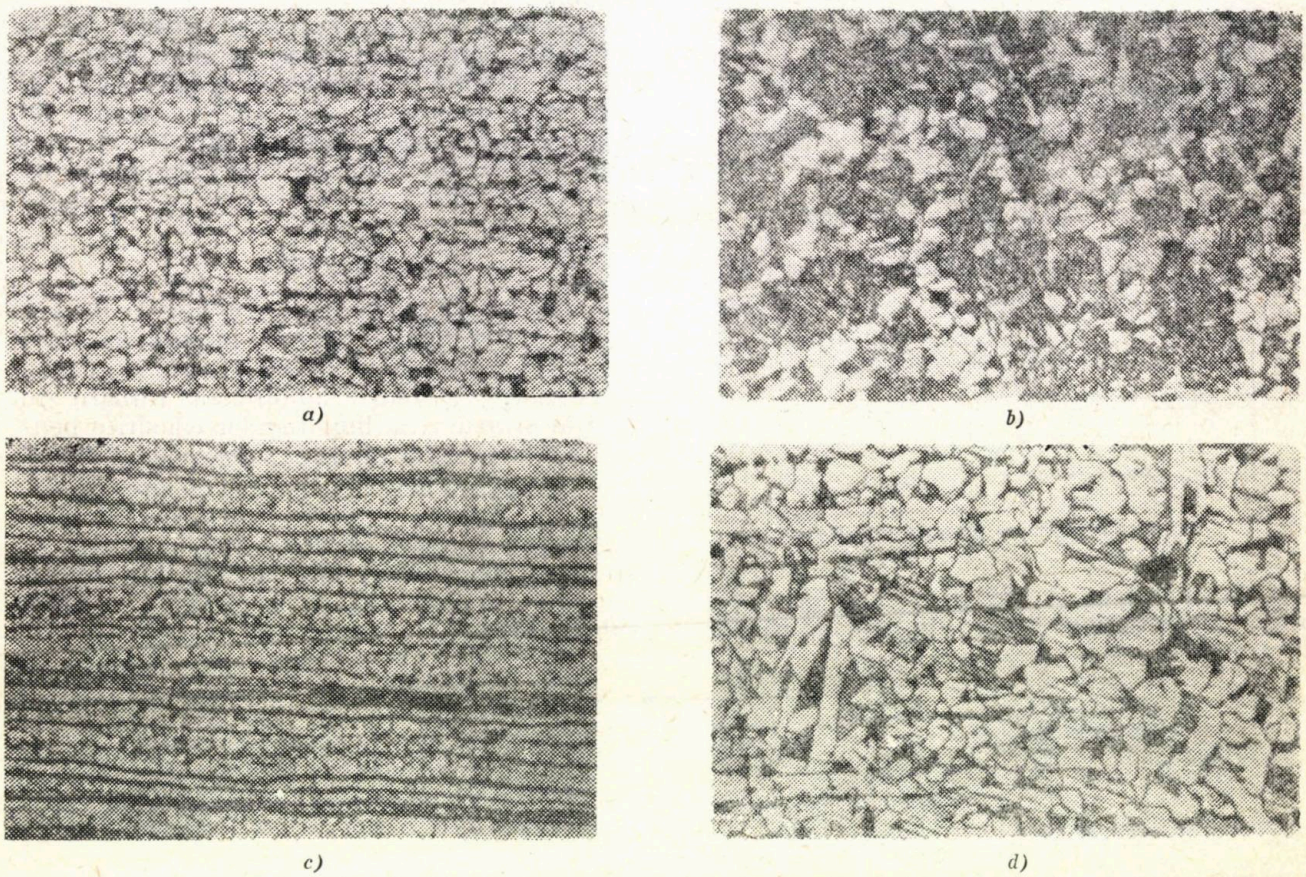
CZ : 669.058

Placarea prin explozie s-a dovedit un procedeu eficient de acoperire cu materiale rezistente la coroziune (oţel inoxidabil, Cu, alamă, Ti) a oţelurilor obişnuite, cu rezistenţe mecanice mari, pentru obţinerea materialelor care să îmbine ambele proprietăţi [1].

Procedeul de placare prin explozie nu produce modificări ale structurii materialelor îmbinate decît pe o adîncime mică, în vecinătatea zonei de placare. În acest fel, dacă placarea este operaţia finală în obţinerea tablelor, caracteristicile mecanice ale acestora sînt determinate de caracteristicile oţelului de bază. Ca urmare, structurile oţelurilor de bază carbon sau slab aliate se menţin cele de laminare sau normalizare: feritoperlitice sau feritoperlito-bainitice (fig. 1, *a*, *b*) structuri în benzi cu diferite grade de dezvoltare (fig. 1, *a*, *c*) uneori structuri cu granulaţii neuniforme sau grosolane cu aspecte Widmannstätten (fig. 1, *d*). Mărimea de grăunte este fină în cele mai multe cazuri (0,03—0,04 mm), dar poate atinge uneori valori mari (0,120 mm). În mod asemănător, structura materialului de acoperire rămîne aceeaşi cu structura sa iniţială în masa stratului placat; în cazul placării cu oţeluri inoxidabile tip 10 TiNiCr 180 se menţine structura austenitică (fig. 2).

Modificarea principală a structurii materialelor placate în zona de aderenţă este produsul deformării plastice puternice a ambelor materiale în imediata vecinătate a suprafeţei de contact (fig. 3). În mod obişnuit lăţimea zonei deformate din oţelul de bază ajunge la valori de 0,12 mm, iar în oţelul inoxidabil de acoperire, pînă la 0,15 mm.

Propagarea undelor exploziei produce o serie de ondulaţii pe interfeţele în contact ale celor două materiale, a căror amplitudine este mai mare în direcţie longitudinală. Apariţia ondulaţiilor pe interfaţa de contact curată, lipsită de impurităţi, şi fenomenele intense de deformare la rece în această zonă asigură o aderenţă bună între oţelul de bază şi materia-



a) *b)* *c)* *d)*

Fig. 1. Structurile metalografice ale oţelurilor de bază K47 (*a*), 14CrMo4 (*b*), R52(*c*) şi K41(*d*). Atac nital 2%; 200 : 1

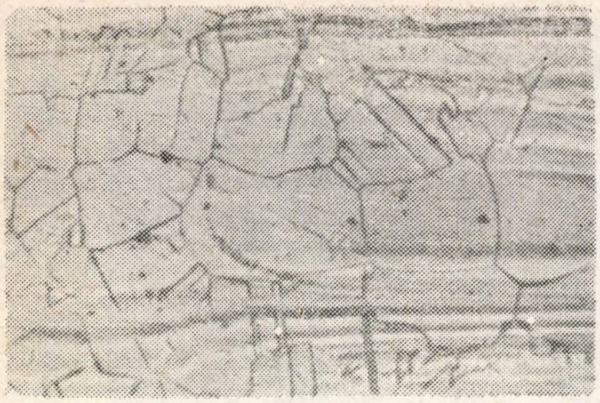
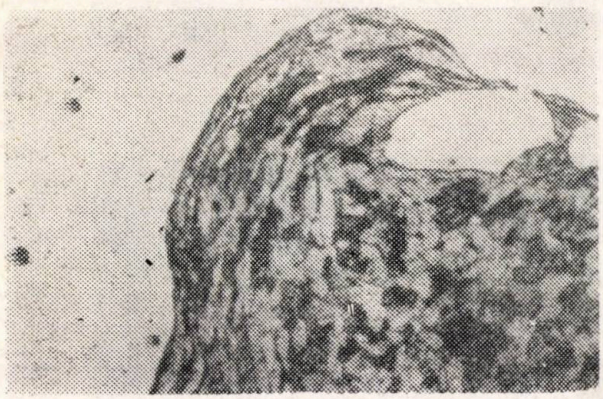
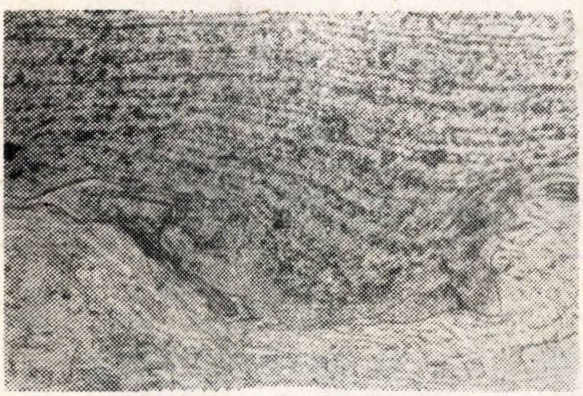


Fig. 2. Microstructura oțelului austenitic 10 TiNiCr 180. Atac electrolitic cu anhidridă cromică ; 200 : 1



a)

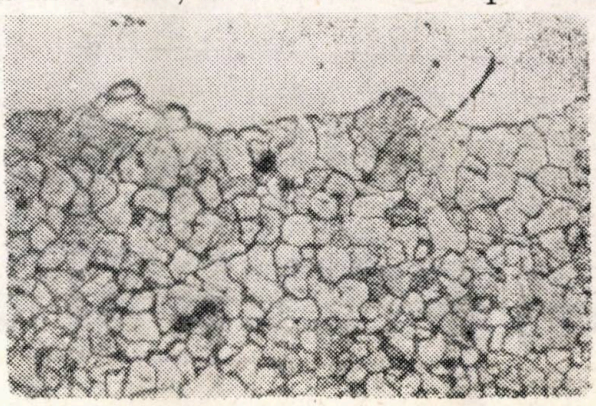


b)

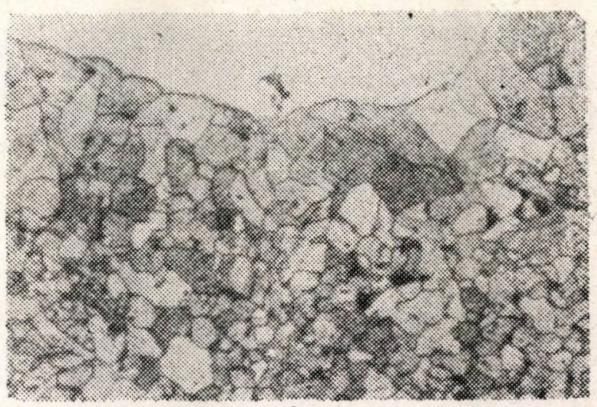
Fig. 3. Microstructurile zonelor de aderență între oțelurile de bază 14 Cr Mo4(*a*) și R44(*b*) și oțelul inoxidabil 10 TiNiCr 180. Atac nital + atac electrolitic cu anhidridă cromică ; *a* — 200 : 1 ; *b* — 100 : 1

lul de acoperire. Fără să fie unicul factor de influență, amplitudinea ondulațiilor produse de explozie determină aderența îmbinării măsurată prin valoarea rezistenței la forfecare. Astfel, de exemplu, la placarea cu cupru a oțelului K47, în condițiile în care ondulațiile practic lipsesc, valoarea rezistenței la forfecare este 184 N/mm². Tot în cazul placării cu cupru, pentru ondulații ale interfeței de contact de 0,15 mm amplitudine, rezistența la forfecare atinge valoarea de 344 N/mm². Valoarea minimă impusă pentru rezistența la forfecare este de 140N/mm², dar valorile curente ale acestei caracteristici în tablele de oțel carbon placate cu oțel inoxidabil ating frecvent 400—600 N/mm², cînd ondulațiile au amplitudini de 0,07 — 0,3 mm. La tablele placate cu oțel inoxidabil, corelația directă între amplitudinea ondulațiilor și valoarea aderenței este adesea estompată de contribuția altor factori la stabilirea valorii rezistenței la forfecare (apariția golurilor, fisurilor, a straturilor de retopire etc.) Totuși datele din tabelul 1 arată că pentru multe probe există o legătură directă între amplitudinea oscilațiilor în direcție longitudinală la interfața de contact și valoarea rezistenței la forfecare a îmbinării. Creșterea intensității undei de șoc, care produce ondulațiile de amplitudine mărită, determină în același timp deformarea la rece mai accentuată a materialelor în zona de aderență. S-a constatat o dependență directă între amplitudinea ondulațiilor, adîncimea pe care este produsă deformarea în oțelul carbon și valoarea rezistenței la forfecare (tab. 1.)

Deși proeminențele sînt rezultatul propagării undei de șoc, formarea lor este favorizată de decarburarea superficială. Spre deosebire de alte cazuri, cînd decarburarea superficială



a)



b)

Fig. 4. Microstructurile zonelor de aderență în tablele laminate după placare și tratate termic :
a — călită de la 1 030°C ; *b* — normalizată de la 1 030°C. Atac nital 2% ; 200 :1

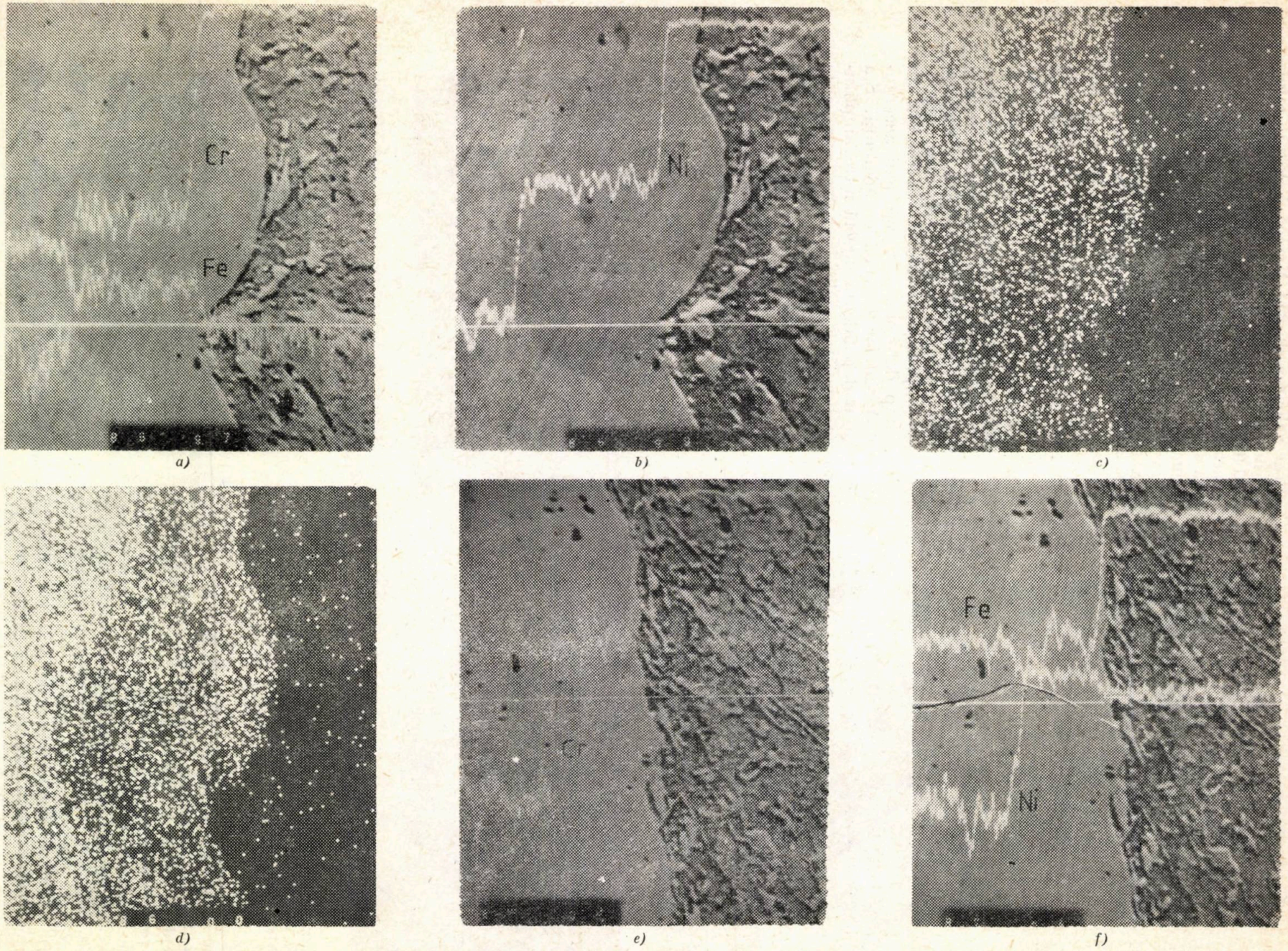


Fig. 5. Imaginile de compoziție (*a*, *b*, *e*, *f*) cu profilurile de variație ale Fe, Cr, Ni și imaginile de raze X CrKα (*c*) șiNi Kα (*d*) pentru tabla placată, laminată și călită de la 1 030°C (*a*, *b*, *c*, *d*) și pentru tabla simplu placată (*e*, *f*); 600 : 1

Tabelul 1

Nr. probei	Amplitudinea ondulaţiilor, mm	R_f *med*, N/mm²,	Adîncimea zonei deformate în oţelul de bază, mm
1.	0,3	590	0,13
2.	0,24	542	0,13
3.	0,14	514	0,08
4.	0,11	530	0,12
5.	0,09	496	0,06
6.	0,11	422	—

a oţelurilor este nefavorabilă, la placare decarburarea acţionează în sens pozitiv : înlesneşte deformarea plastică în zona de aderenţă, uşurează difuzia cromului şi evită formarea carburilor de crom fragilizante, mai ales în tablele care după placare se laminează la cald sau se tratează termic.

În tablele de oţel carbon acoperite cu oţel inoxidabil, obţinute prin laminarea la cald a unor ţagle placate în prealabil şi apoi austenitizate la 1 030°C, cu menţineri de 2,1 min/mm de grosime, se observă că zona de separaţie între cele două oţeluri devine mai puţin certă (fig. 4). În urma deformării plastice şi a reaustenitizării la 1 030°C, structura oţelului de bază a devenit mai grosolană, îndeosebi în apropierea zonei de aderenţă.

Studii asupra difuziei Cr şi Ni în zona de aderenţă între oţelul de bază şi oţelul inoxidabil nu au arătat deosebiri ale distribuţiei acestor două elemente de aliere în probele placate simplu sau placate şi apoi deformate plastic şi tratate termic (fig. 5).

Rezultatele obţinute sînt în concordanţă cu cele date în literatura de specialitate, care semnalează difuzia elementelor de aliere fie la durate mai lungi de menţinere, fie la temperaturi de tratament mai ridicate [2], [3].

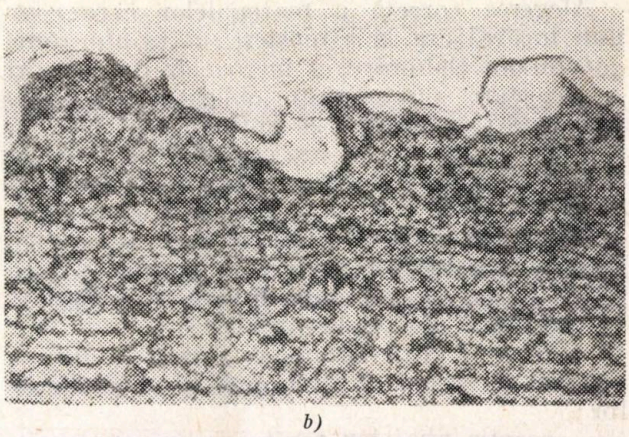
Pentru ambele probe studiate, în stratul intermediar, proporţiile mai mari de Cr şi Ni sînt efectul difuziei în stare lichidă într-un strat de retopire apărut în cursul operaţiei de placare cu cantităţi supradozate de exploziv. Difuzia carbonului nu a produs carburi în oţelurile inoxidabile placate pe oţeluri carbon decarburate superficial înainte de placare.

Straturile de retopire au cristale columnare tipice de solidificare şi microretasuri la placarea cu oţel inoxidabil (fig. 6, *a*), dar ele au apărut şi în cazul placării cu Cu (fig. 6, *b*, *c*).

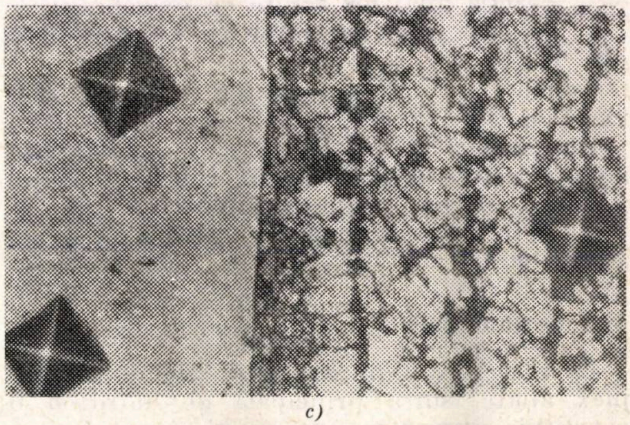
În toate cazurile, microduritatea acestor straturi este mai ridicată decît a materialelor de acoperire, datorită difuziei în stare lichidă a elementelor de aliere. Astfel, la placarea cu Cu, valoarea medie a microdurităţii Cu este 92 daN/mm², iar a stratului intermediar, 158 daN/mm² — faţă de microduritatea oţelului de bază de 201 daN/mm².

În concluzie, aspectele structurale urmărite în tablele româneşti placate prin explozie au permis explicarea valorilor proprietăţilor mecanice obţinute şi alegerea parametrilor optimi ai operaţiilor de placare.

a)



b)



c)

Fig. 6. Microstructurile zonelor de aderenţă cu strat de retopire la placarea cu oţel inoxidabil (*a*) şi cu Cu (*b*, *c*). Atac nital (*b*, *c*) + atac electrolitic cu anhidridă cromică (*a*); *a*, *b* — 200 : 1 ; *c* — 500 : 1

BIBLIOGRAFIE

[1] Suteu, T. ş. a. *Proprietăţile tablelor placate prin explozie.* În: Metalurgia, R. S. R., nr. 5, 1984, p. 255.

[2] Gluhih, L. P., Kozlov, V. I. *Osobenosti strukturî dvuhsloinoi stali 22K + 08X18H10T posle termomehaniceskoi obrabotki.* În: Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, U. R. S. S. 10, 1982, p. 45.

[3] Gelman, A. S., Ciudnovski A. D. şi Temahovici, B. D. *Plachirovanie stali vzrîvom.* Moscova, Maşinostroenie, 1978.

Interacțiunea dintre hidrogen și faza lichidă la elaborarea bronzurilor cu aluminiu complex aliate

Ing. Anișoara Ciocan
Universitatea din Galați
ing. N. Ciocan
I.N.E.T.O.F. — Galați

CZ : 669.35'6'71

Tehnologia de elaborare a bronzurilor cu aluminiu complex aliate se caracterizează prin particularități specifice, determinate de obținerea unor proprietăți fizico-mecanice ridicate.

Alegerea corectă a materialelor care compun încărcătura, a atmosferei, a tipului agregatului de elaborare, a metodelor de rafinare și degazare sînt cerințe obligatorii, întrucît proprietăți superioare se obțin numai dacă se respectă întru totul prescripțiile tehnologice.

În vederea conducerii în sensul dorit a operațiilor de elaborare (topire, supraîncălzire, dezoxidare, degazare, rafinare, modificare) a aliajelor neferoase este necesar să se cunoască principalele procese fizico-chimice care se desfășoară în perioada de elaborare:

— procese fizico-chimice care au loc la topirea și supraîncălzirea metalelor și aliajelor;

— reacția aliajelor topite cu oxigenul;

— reacția aliajelor topite cu hidrogenul și alte gaze;

— reacția aliajelor topite cu fondanții, zgura și cu căptușeala cuptoarelor.

Din cantitatea totală de gaze dizolvate în aliajele neferoase, hidrogenul reprezintă aproximativ 90—98%, ceea ce motivează importanța studierii interacțiunii hidrogenului cu fazele lichide metalice.

Interacțiuni hidrogen-fază lichidă

La elaborarea bronzurilor cu aluminiu complex aliate, sursa principală de hidrogen o constituie atmosfera cuptorului și umiditatea conținută în încărcătură, fondanți și căptușeala cuptorului.

În timp ce în atmosfera unui cuptor cu flacără vaporii de apă sînt în concentrație de 1,7%, în atmosfera cuptoarelor electrice cu inducție, vaporii de apă reprezintă numai 0,8%, de unde rezultă că agregatele de elaborare cele mai indicate pentru elaborarea aliajelor neferoase sînt cuptoarele electrice cu inducție [3].

Dizolvarea hidrogenului este condiționată direct de procesele de adsorbție și difuzie a gazelor.

Mecanismul dizolvării hidrogenului în baia metalică se poate prezenta astfel: la fiecare temperatură și presiune, moleculele de gaz biatomic au o anumită tensiune de disociere în atomi, iar atomii rezultați sînt adsorbiți, difuzînd în adîncimea băii metalice.

Procesul de disociere are loc la temperaturi ridicate, cu absorbția unei cantități mari de căldură. La presiune normală, o disociere termică importantă a hidrogenului se realizează la temperaturi de peste 1 727°C. Ca urmare, la temperaturi obișnuite de elaborare (sub 1 250°C), cantitatea de hidrogen atomic este redusă. Deci, practic, bronzurile cu aluminiu complex aliate nu se saturează cu hidrogenul care se află în stare moleculară în atmosfera agregatului de elaborare.

Sursa principală de hidrogen atomic o reprezintă umiditatea din căptușeala cuptorului și din încărcătură, care reacționează relativ ușor cu majoritatea metalelor neferoase lichide, ducînd la formarea de oxizi și hidrogen atomic care se dizolvă în metal.

Din punct de vedere termodinamic, trecerea hidrogenului în baia metalică are loc pînă la egalarea potențialelor hidrogenului din faza gazoasă și a hidrogenului din baia metalică:

$$\pi_{H(f.g.)} = \pi_{[H]} \tag{1}$$

pe baza transformării

$$\{H_2\} \rightleftarrows 2[H] \quad K_H = \frac{a_H^2}{p_{H_2}} \tag{2}$$

$$\pi_{H_{(f.g.)}} = RT \ln p_{H_2} = \Delta G^\circ + RT \ln a_{[H]}^2$$

$$RT \ln p_{H_2} = RT \ln \frac{a_{[H]}^2}{K} \tag{3}$$

La concentrații joase, activitatea gazului va fi proporțională cu concentrația lui. În acest caz rezultă ecuația matematică a legii lui Sieverts:

$$[H] = K'_H \sqrt{p_{H_2}} \tag{4}$$

Influența temperaturii asupra solubilității hidrogenului poate fi luată în considerare prin acțiunea ei asupra constantei de echilibru K'_H. La presiune constantă, solubilitatea hidrogenului crește cu temperatura, cu variații bruște în punctele de transformare fazică și în special la trecerea solid — lichid (fig. 1).

Substituind concentrația hidrogenului [H] cu S, iar p_{H_2} cu p și logaritimînd ecuația (4) se obține :

$$\log S = \log p^{1/2} + \log K'_H \qquad (5)$$

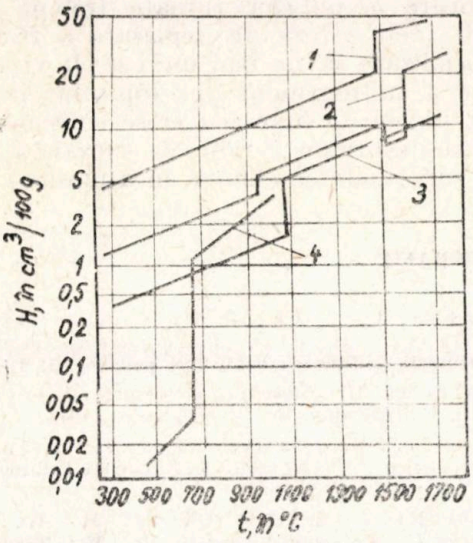


Fig. 1. Curbele de echilibru ale solubilității hidrogenului în diferite metale în stare solidă și lichidă : *1* — Ni ; *2* — Fe ; *3* — Cu ; *4* — Al

Dar $K'_H = f(T)$ după ecuația lui Arrhenius :

$$\log K'_H = \frac{A}{T} + B \qquad (6)$$

în care A, B sînt constante care se stabilesc experimental.

Această relație reprezintă influența temperaturii și a presiunii parțiale asupra solubilității gazelor biatomice în metale.

Influența temperaturii asupra solubilității hidrogenului, valabilă pentru anumite intervale, deoarece nu ține seamă de influența tensiunii de vapori a metalului, este dată de relația :

$$S = C \cdot e^{-QR/T} \qquad (7)$$

în care :

S este solubilitatea, mol ;
C — constantă, în funcție de natura metalului și gazului ;
Q — căldura de dizolvare, J/mol ;
R — constanta gazelor, J/mol, grd.

În timpul procesului de elaborare, zgura modifică mult procesele de adsorbție respectiv desorbție a gazelor.

La elaborarea bronzurilor cu aluminiu complex aliate în cuptor electric cu inducție, pelicula de zgură oxidică ce acoperă suprafața aliajului lichid este suficientă pentru a preveni absorbția hidrogenului în baia metalică și nu mai este strict necesară folosirea fluxurilor de protecție.

Solubilitatea hidrogenului în aliaj este determinată de solubilitatea sa în metalul de bază și de compoziția chimică a aliajului.

Elementele de aliere influențează în mod diferit solubilitatea hidrogenului. Astfel, aluminiul micșorează solubilitatea hidrogenului în cupru lichid, iar nichelul o mărește (fig. 2).

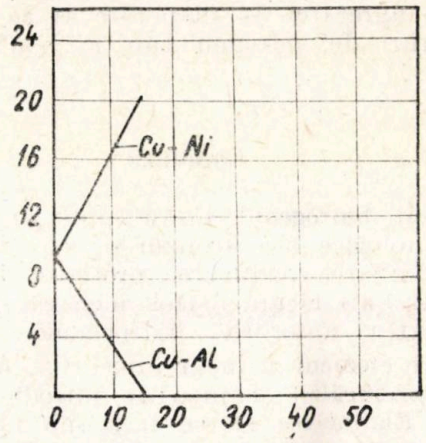


Fig. 2. Influența elementelor de aliere asupra conținutului de hidrogen în aliajele lichide de cupru

Considerații privind degazarea bronzurilor cu aluminiu complex aliate

Întrucît hidrogenul influențează nefavorabil proprietățile tehnologice ale bronzurilor cu aluminiu complex aliate, hidrogenul care rămîne dizolvat în aliajul solidificat influențează proprietățile fizico-mecanice ale acestuia, iar cel care se degajă la solidificare influențează compactitatea pieselor turnate și tendința de formare a suflurilor, se impune în mod obligatoriu tratarea aliajului pentru îndepărtarea hidrogenului.

Bronzurile cu aluminiu complex aliate, supraîncălzite peste 1 200°C se oxidează și au tendința de saturare cu hidrogen. Din această cauză, diferența dintre temperatura de evacuare și turnare a aliajului este mică și nu permite tratarea aliajului în oala de turnare.

Degazarea bronzurilor cu aluminiu complex aliate se realizează eficient prin barbotarea băii metalice în agregatul de elaborare cu un gaz inert. Volumul gazului injectat printr-un tub de grafit cu cap poros, la o presiune de 3—5 N/cm², trebuie să fie de 2—3 ori mai mare decît volumul aliajului lichid supus degazării.

Verificarea degazării se efectuează prin turnarea probelor tehnologice și solidificarea lor în creuzetul unui analizor, în care se realizează un grad de vidare de 50—120 mm Hg.

Prin compararea suprafeței probei cu cea a probelor etalon, se poate aprecia conținutul de hidrogen al aliajului.

Pentru ca piesele turnate din bronzuri cu aluminiu complex aliate să fie compacte și

materialul să aibă caracteristici mecanice corespunzătoare, conținutul maxim de hidrogen trebuie să fie menținut sub 2,0 $cm^3/100$ g aliaj.

Deoarece aliajul absoarbe hidrogen și în timpul evacuării, al staționării în oala de turnare, al turnării și al răcirii în formă, este necesar ca la verificarea degazării aliajului aflat în agregatul de elaborare să se obțină conținuturi de hidrogen sub 1,5 $cm^3/100$ g aliaj.

Concluzii

Întrucît hidrogenul înrăutățește proprietățile tehnologice ale bronzurilor cu aluminiu complex aliate, conducerea procesului de elaborare trebuie făcută astfel încît să se evite posibilitatea absorbției hidrogenului.

Fiecare element al încărcăturii (Cu, Al etc.) să fie preîncălzit înainte de introducere în cuptor. Elaborarea să se facă sub un strat protector de zgură, iar conducerea procesului de elaborare să se facă fără turbulența băii metalice, astfel încît contactul dintre baia metalică și atmosfera cuptorului să fie cît mai mic.

În timpul procesului de solidificare, cantități importante de hidrogen se degajă din aliaj datorită scăderii solubilității cu scăderea temperaturii. Din această cauză, procesul de solidificare a pieselor turnate trebuie astfel dirijat încît viteza de deplasare a frontului de cristalizare să fie mai mică decît viteza de difuzie a hidrogenului din topitură; în felul acesta bulele de hidrogen cresc suficient pentru a se desprinde și ridica la suprafața liberă a topiturii unde se elimină în atmosferă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl., Taloi, D. Constantin, I. și Roman Rodica *Teoria proceselor metalurgice.* București, Editura didactică și pedagogică, 1978.

[2] Sofroni, L. *Elaborarea și turnarea aliajelor.* București, Editura didactică și pedagogică, 1975.

[3] Gâdea, Suzana și Petrescu, Maria *Metalurgie fizică și studiul metalelor.* București, Editura didactică și pedagogică, 1981.

[4] Wright, J. G. și Hocking, M. G. *Diffusity of H_2 in Liquid Ni and Cu.* În: Met. Trans. Soc, AIME, S.U.A., nr. 7, 1972.

DOCUMENTARE

Colaborare între societatea suedeză Boliden și grupul american Power Systems

Societatea suedeză Boliden a colaborat cu grupul american Power Systems al societății Combustion Engineering Inc., în vederea punerii la punct și a vînzării procedeului de elaborare a fontei Inred.

Societatea Combustion Engineering se ocupă de domenii legate de cazane industriale, materiale refractare, epurarea gazelor și manipularea materialelor. Se intenționează cooperarea cu cel de-al treilea partener în vederea punerii la punct a procedeului Inred, probabil o societate siderurgică.

O instalație pilot Inred cu o producție de 4 t/h există deja la uzina Luleå din Suedia, dar procedeul nu este încă utilizat la scară industrială. Se consideră că probele trebuie continuate încă un an sau doi. Societatea canadiană Ivaco arătîndu-se interesată, o instalație industrială ar putea intra în funcțiune în 1986—87, după încheierea activității de punere la punct a procedeului.

(În: *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6849, 1983, p. 22*)

Noi oțeluri pentru construcții, puse la punct de societatea Nippon Steel

Societatea Nippon Steel a pus la punct recent noi oțeluri de înaltă rezistență pentru construcții, marca WEL-TEN 70 RE, utilizate la construirea echipamentelor de mari dimensiuni cu performanțe ridicate și cu o greutate mai mică, ocupîndu-se totodată și de lansarea lor pe piață. Oțelurile WEL-TEN 70 RE au o rezistență la tracțiune mai mare de 70 kgf/mm^2 în stare laminată, fără aplicarea tratamentului termic.

Prin eliminarea tratamentului termic, a fost posibilă o reducere a prețurilor stabilite pentru aceste oțeluri cu 20—40%, comparativ cu cele ale oțelurilor călite și revenite, cu rezistența de 70 kgf/mm^2. Acest lucru a fost posibil, datorită reducerii conținutului de carbon, combinării potrivite a elementelor de aliere ca manganul și titanul și îmbunătățirii tehnologiei de laminare.

(În: *Steel Today and Tomorrow, Japonia, nr. 37, 1983, p. 19*)

Fabricarea oțelului nu dăunează atît de mult mediului înconjurător

Combinatul siderurgic Peine-Salzgitter AG, a întreprins, împreună cu secția de cercetare a societății Salzgitter AG, din însărcinarea Oficiului Federal pentru Mediul Înconjurător, un studiu amplu asupra mediului înconjurător. A fost aleasă această întreprindere siderurgică deoarece în zona Peine-Salzgitter activitatea industrială este foarte mică, astfel că nici mediul înconjurător nu este poluat și deci a existat garanția cercetării influenței nemijlocite a procesului de elaborare a oțelului asupra mediului înconjurător.

S-au făcut măsurători amănunțite asupra emisiei de praf, bioxid de sulf, oxid de carbon, oxizi de azot și hidrogen sulfurat din diferitele întreprinderi siderurgice. S-a efectuat și un studiu privind conținutul de metale grele, cum ar fi zincul, plumbul, cadmiul, mercurul în emisiile sub formă de praf.

După o cercetare de patru ani a rezultat că fonta și oțelul se pot produce fără a polua mediul înconjurător, prin folosirea procedeelor noi de epurare a gazelor de evacuare. Acest succes presupune însă cheltuieli mari. După cum a comunicat K. W. Putsch, vicepreședintele societății Peine-Salzgitter AG, din fiecare milion DM nou investit în întreprinderi siderurgice 150 000 pînă la 180 000 DM revin pentru protecția mediului înconjurător. Fiecare tonă de oțel brut costă astăzi mai mult cu 35 DM, datorită cheltuielilor de prelucrare suplimentare. Pentru firma Peine-Salzgitter AG, cu o producție de oțel brut de aproximativ 3 mil. t., cheltuielile anuale suplimentare se ridică la aproximativ 100 mil. DM. S-a subliniat că ar fi de o importanță vitală pentru industrie să se găsească un raport echilibrat între economie și ecologie. O producție industrială fără instalații pentru protejarea mediului înconjurător este la fel de dăunătoare ca o politică a mediului înconjurător care prin impozite crescute stă în calea politicii industriale.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 5, 1984, p. 239*)

Dr. ing. I. Spătaru
Ministerul Industriei Uşoare
sing. I. Petrescu
Întreprinderea „Inox" — Bucureşti
fiz. Ileana Papuc
Liceul de metrologie — Bucureşti

Cercetări privind borizarea cilindrilor de laminor de tip LV 1

CZ : 621.795 : 621.771.07

După circa cinci decenii de la apariţie, oţelurile inoxidabile deţin încă ponderea de material metalic pentru fabricarea tacîmurilor.

Prelucrarea oţelurilor sub formă de table şi benzi la combinatele metalurgice nu exclude o laminare suplimentară în diferitele faze ale procesului tehnologic de fabricare a tacîmurilor. Acest lucru se face în scopul economisirii de material metalic şi pentru a asigura supleţea necesară produsului finit.

Laminarea semifabricatelor se face pe laminoare de tip LV 1, care folosesc cilindri de laminor din oţeluri speciale de prelucrare la rece, bogat aliate cu crom, molibden şi vanadiu (tab. 1).

Tabelul 1

Marcă	Elemente									
	C, %	Mn, %	Si, %	P, %	S, %	Cu, %	Ni, %	Cr, %	Mo, %	V, %
90MoVCr18	0,88	0,33	0,34	0,017	0,019	0,14	0,11	2,00	0,26	0,21

Datorită rezistenţei ridicate la deformare a oţelurilor inoxidabile, procesul tehnologic de fabricare a tacîmurilor este îngreuiat de uzura excesivă a tăbliei cilindrilor de laminor, provocînd scoaterea prematură a acestora din funcţiune.

Avînd în vedere necesitatea asigurării unui înalt grad de finisare a produsului finit, se impune încă din fazele primare asigurarea unei calităţi superficiale înalte a produsului prelucrat.

Cunoscînd pe de o parte corespondenţa care există între rugozitatea suprafeţei tăbliei cilindrului şi suprafaţa produsului finit, iar pe de altă parte corespondenţa dintre rezistenţa la uzare şi duritatea superficială, în practică se caută să se obţină o suprafaţă a tăbliei cît mai fină şi o duritate cît mai ridicată.

Durităţi foarte mari pentru tăblie nu pot fi obţinute numai prin tratament termofizic, deoarece este greu de stabilit un astfel de regim, care să asigure duritate foarte mare pentru tăblie şi mică pentru fusuri, care să aibă rezistenţă la încovoiere şi torsiune relativ ridicate.

Înlăturarea acestui inconvenient s-a căutat să se facă prin aplicarea unei căliri diferenţiate pentru fusuri şi pentru tăblie şi prin aplicarea diferitelor tratamente termochimice.

Tratamentele termice aplicate (ciclograma din fig. 1) nu asigură durităţi mai mari de 61—63 *HRC*, care se dovedesc de foarte multe ori insuficiente.

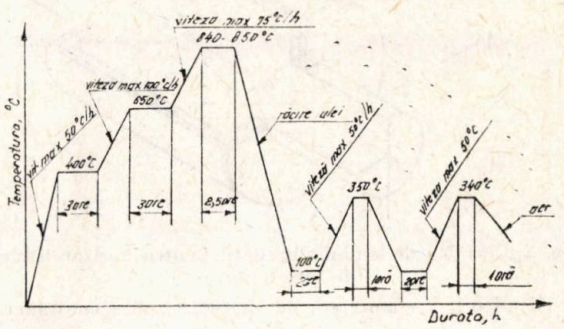


Fig. 1. Ciclograma tratamentului termic pentru cilindrii de laminor de tip LV 1

Depăşirea acestei limite s-a putut obţine prin aplicarea borizării parţiale a cilindrului (numai pentru tăblie) printr-un amestec pulverulent [1].

La stabilirea tehnologiei de borizare, s-a avut în vedere uşoara accesibilitate a procedeului, compoziţia chimică a oţelului de borizat, particularităţile constructive ale cilindrului şi economicitatea procedeului.

Desfăşurarea procedeului de borizare s-a făcut parcurgînd următoarea succesiune de faze:

— confecţionarea conteinerelor pentru tăblie şi pentru fusuri. Dimensionarea acestora se face respectînd relaţia:

$$Dc = Dt + (80 \ldots 100) \text{ mm}$$

în care:

Dc reprezintă diametrul conteinerului;
Dt — diametrul tăbliei.

Aceeaşi relaţie se poate folosi şi la dimensionarea conteinerului pentru fusuri, dar cel mai economic se face luînd în calcul aportul de căldură, astfel ca, prin călirea în ulei, să nu se obţină durităţi mai mari de 30—35 *HRC*;

— curăţarea suprafeţei tăbliei şi introducerea în conteiner;

— acoperirea tăbliei cu material pentru borizare şi presarea lui prin bătăi uşoare;

— izolarea fusurilor cu șnur de azbest și montarea conteinerelor pentru fusuri;

— asigurarea conteinerelor împotriva deschiderii accidentale și introducerea întregului ansamblu (fig. 2) în cuptorul de încălzire.

Ciclul termic de borizare se poate face și cu includerea ciclului de încălzire în vederea tratamentului termic sau separat, caz care comportă două încălziri — pentru borizare și pentru călire.

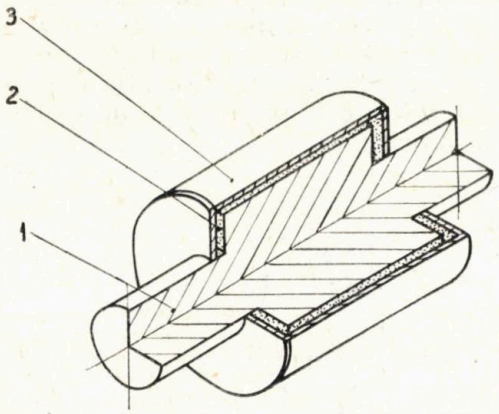


Fig. 2. Cilindru de laminor pregătit pentru borizare (schema de principiu):
1 — cilindru; 2 — amestec de borizare; 3 — conteiner

Acest din urmă caz se aplică atunci cînd cilindrii sînt relativ mari și se impun condiții severe din punct de vedere al rezistenței fusurilor la încovoiere și torsiune.

Răcirea de la temperatura de borizare se face dirijat, pentru a evita transformările structurale nedorite ce ar putea periclita integritatea materialului de bază.

Odată atinsă temperatura camerei, conteinerul tăbliei se înlătură, se curăță tăblia de eventualele aderențe ale materialului de borizare și se pregătește pentru călire.

Pentru călire se poate folosi încălzirea în atmosferă de protecție, prin curenți de inducție sau în șpan de fontă. Această precauție se impune pentru a proteja stratul borizat împotriva oxidării și a preveni fisurarea lui la călire [2].

În cazul folosirii pentru protecție a șpanului de fontă, se pot folosi pentru tăblie conteinerele utilizate la borizare.

Răcirea pentru călire se poate face folosind o baie izotermă sau în ulei. Nu se recomandă răcirea în apă atît pentru protecția stratului, cît și pentru structura matricei de bază.

Tratamentul termic aplicat nu influențează duritatea stratului borizat, în schimb el asigură un suport corespunzător. Un strat borizat — extrem de dur — aplicat pe un suport moale, nu e de natură să asigure o funcționare de durată sub sarcină.

Cercetările efectuate în condiții de laborator au arătat o comportare la uzare diferențiată, în funcție de durata de menținere la temperatura de borizare și de tratamentul termic aplicat (fig. 3).

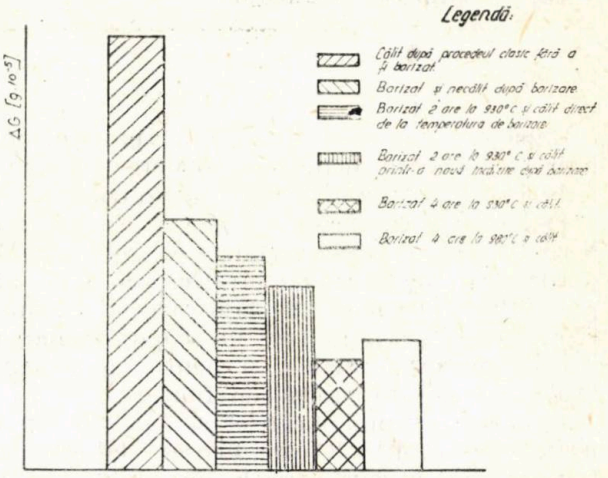


Fig. 3. Histograma rezistenței la uzare a epruvetelor din oțel 90MoVCr18 borizat

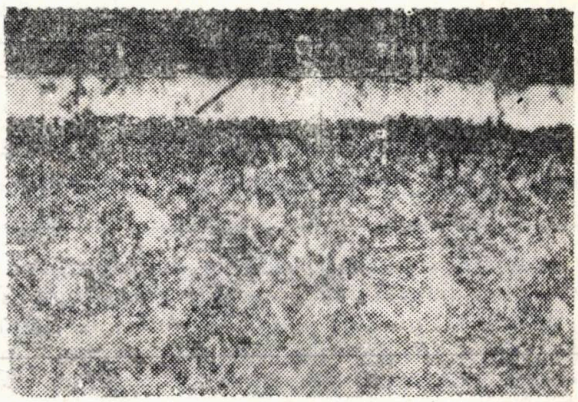


Fig. 4. Microstructura stratului borizat pe oțel 90MoVCr18
Temperatura de borizare, 930°C. Durata de menținere, 4 h
Atac nital 2%; × 250

Din punct de vedere structural, se constată că stratul borizat este de tip închis (fig. 4.) cu structură de tip *D* [3], cu aspect dințat mai puțin pronunțat.

Acesta asigură o rezistență corespunzătoare la uzare, concomitent cu asigurarea proprietăților mecanice impuse.

Utilizarea în practică a cilindrilor borizați în condițiile descrise mai sus a demonstrat o creștere a duratei de serviciu de pînă la patru ori.

Concluzii

Borizarea cilindrilor de laminor din oțelul 90MoVCr18, prin procedeul descris în lucrare și folosind amestec pulverulent [1], conduce la creșterea duratei de serviciu a acestora

de pînă la patru ori. Procedeul este simplu, economic şi uşor de aplicat în orice uzină care dispune de minimum un cuptor cu cameră pentru cementare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Spătaru, I. Brevet OSIM Nr. 81797/25.02.83.

[2] Spătaru, I. *Contribuţii la studiul şi aplicarea practică a tratamentului termochimic de borizare în mediu de sticlă topită.* Teză de doctorat, Braşov, 1981.

[3] Kunst, H. şi Schaaber, O. *Beobachtungen beim Oberflächenborieren von Stahl* II. *Der Wachstumsmechanismus und Aufbau der bei der Enddiffusion von Bor in Eisen in Gegenwart von Kohlenstoff, entstehenden Verbindungs-und Diffusionsschichten.* În : Härterei Technische Mitteillungen, R.F.G., nr. 1, 1967, p. 1—25.

DOCUMENTARE

Instalaţii de metalurgie în oală pentru uzina Bhilai-India

Capacitatea anuală a uzinei metalurgice Bhilai urmează să crească cu 2,5 mil. t în decursul a trei etape, atingînd în anul 1988 4 mil. t. Este prevăzută şi o modernizare generală cu ajutor sovietic. O serie de instalaţii au fost contractate cu firme vestice.

Astfel, Concast Standard AG, Zürich, a primit comanda pentru construirea unei instalaţii de metalurgie în oală, cu capacitatea de pînă la 130 t. Instalaţia cuprinde dispozitive de barbotare în oală, de încărcare a deşeurilor şi de măsurare a temperaturii.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 4, 1984, p. 12*)

Un nou laminor pentru ţevi la uzinele Yawata ale societăţii Nippon Steel

Un nou lamior pentru ţevi fără sudură de 7,5/8 in, cu o capacitate de 35 000 t/lună, a fost pus în funcţiune în luna aprilie a anului 1983 la uzinele Yawata ale societăţii Nippon Steel. Noul laminor realizează operaţiile unui laminor perforator cu cilindri de presare, ale unui laminor alungitor şi ale unui laminor cu dorn semiflotant, asigurînd precizia dimensională şi o calitate foarte bună a suprafeţei. Laminorul este utilizat la fabricarea unor ţevi pentru foraj, ţevi de extracţie, ţevi de tubaj şi a unor conducte de calitate superioară cu diametrele de la 2,3/8 la 7,5/8 in şi grosimi de pereţi de la 2,5 la 30 mm.

(În : *Steel Today and Tomorrow, Japonia, nr. 37, 1983, p. 18*)

O nouă maşină de sudare cu laser a benzilor laminate la cald, fabricată de Kawasaki

Firma Kawasaki Steel Corporation a construit o nouă instalaţie de sudare cu laser de CO_2, pentru sudarea rulourilor înainte de decapare. Densitatea de energie a maşinii este deosebit de mare, fiind posibilă adaptarea condiţiilor de sudare la tipul de oţel. Va fi posibilă sudarea aproape a tuturor calităţilor de oţel, inclusiv a oţelului carbon. Zona de sudare nu depăşeşte grosimea benzii. Structura din zona de influenţă a căldurii este puţin afectată de procesul de sudare. O componentă importantă a instalaţiei este un foarfece de şutare de mare precizie.

Laserul are o putere de 5 kW. Viteza maximă de sudare este de 5 m/min, la o grosime a benzii de 2 mm. O primă instalaţie pentru grosimi ale benzii de 1,6—6 mm şi lăţimi de pînă la 1 650 mm a fost pusă în funcţiune în mai 1983, la uzina Mizushima, iar o altă instalaţie, pentru grosimi de 1,2—4,5 mm şi lăţimi de pînă la 1 900 mm, la uzina Chiba.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 4, 1984, p. 168*)

Societatea Voest-Alpine Hebag fabrică pentru India cea mai mare macara striper din lume

Societatea Voest-Alpine Hebag (fostă Wiener Briickenbau AG) a primit o comandă pentru cea mai mare şi mai grea macara striper din lume. În luna mai 1984, macaraua, evaluată la cca 60 mil. Sh., va fi dată în funcţiune la uzina Bokaro Steel City din statul federal indian Bihar.

Sarcina macaralei de a extrage lingourile din lingotiere impune o precizie deosebită şi valori înalte ale presiunii şi de ridicare. Macaraua se deplasează pe o distanţă de 27 m, iar presiunea de stripare este de 500 t. Principalul angrenaj de ridicare are o capacitate de 100 t, în timp ce mecanismele de ridicare auxiliare pot transporta 75 şi respectiv 30 t.

Cu acest proiect, gama produselor concepute de societatea Voest-Alpine se extinde cu încă un produs.

(În : *Machinery and Steel, Austria, nr. 7—8, 1983*)

Purificarea titanului prin metoda electrolizei în săruri topite (II)

Ing. M. Dinu
M.I.M.U.E.E. — București

CZ: 541.135 : 669.295

În scopul purificării titanului prin metoda electrolizei în săruri topite, s-au experimentat două variante: extragerea titanului din soluție, alimentînd continuu baia cu compusul $TiCl_4$ și metoda cu anod solubil.

Tetraclorura de titan $TiCl_4$ este lichidă la temperatura ambiantă și are punctul de fierbere de 135,5°C. Produsul industrial folosit are culoare galbenă și conține numeroase impurități [1]. Distilarea în prezența strunjiturii de cupru duce la un lichid incolor și deosebit de hidrolizabil.

Pentru extragerea continuă a titanului din compusul $TiCl_4$, s-a folosit celula din figura 1. După cum se observă din figură, celula dispune de doi catozi. Catodul principal va servi, după amorsarea reacției de reducere la starea metalică, la colectarea dendritelor de titan. Electrodul secundar servește la reducerea compusului $TiCl_4$ — preelectroliza — în baia de săruri. Prin reglarea potențialului și o densitate de curent, se menține în baie o concentrație de $TiCl_2/TiCl_3$ în proporții egale.

Anodul este compus și protejat printr-o diafragmă în alumină fritată, pentru separarea clorului.

Îmbogățirea băii în compuși de titan se bazează pe reducerea primelor cantități infinitezimale de Ti și $TiCl_2$ și apoi pe reacțiile:

$$TiCl_4 + TiCl_2 \rightarrow TiCl_3$$

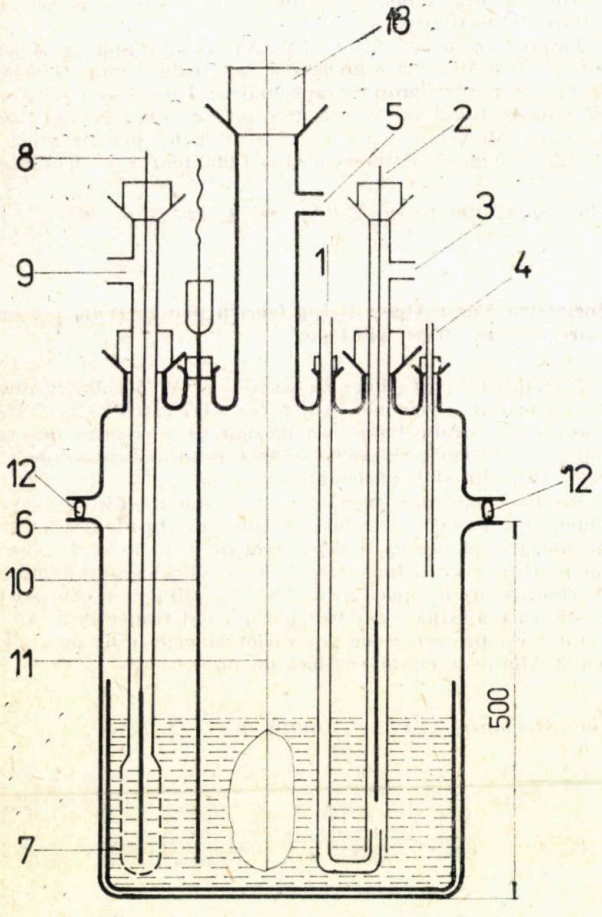


Fig. 1. Celulă pentru electroliza $TiCl_4$;

1 — intrare argon saturat în $TiCl_4$; *2* — catod pentru preelectroliză; *3* — ieșire gaz și $TiCl_4$; *4* — intrare argon; *5* — ieșire argon; *6* — compartiment anodic; *7* — diafragmă din alumină fritată; *8* — anod; *9* — ieșire clor; *10* — electrod de referință; *11* — catod; *12* — garnitură torică

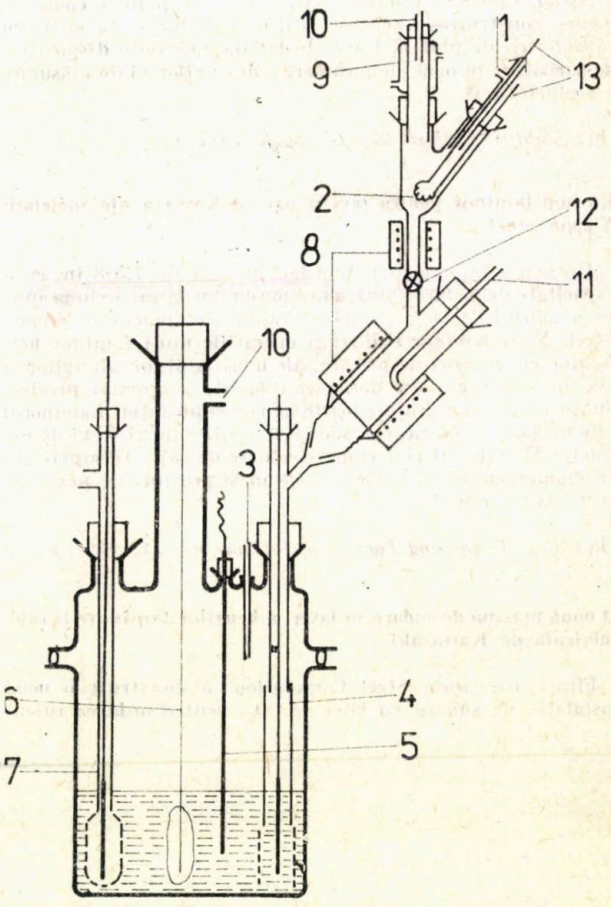


Fig. 2. Celulă pentru electroliza $TiCl_3$;

1 — intrare $TiCl_4$; *2* — filament de wolfram; *3* — intrare hidrogen; *4* — compartiment de preelectroliză; *5* — electrod de referință; *6* — catod; *7* — anod; *8* — cuptoare de încălzire; *9* — zonă răcită cu apă; *10* — ieșire gaze; *11* — racletă; *12* — robinet; *13* — bare conductoare din titan

$3TiCl_3 + Ti \rightarrow 4TiCl_3$ ce conduc la creşterea sensibilă a concentraţiei băii în săruri de titan.

Potenţialul electrodului secundar şi debitul de gaz ce barbotează pe lîngă el trebuie condus în aşa fel încît să menţină concentraţiile de $TiCl_2$ şi $TiCl_3$ în proporţiile de mai sus. Tehnologic, operaţia este deosebit de dificilă şi s-a procedat la reducerea chimică a $TiCl_4$ la $TiCl_3$ pe un filament de W încălzit la cca 900°C în prezenţa hidrogenului (fig. 2) [2], [3].

Catodul secundar a fost menţinut pentru reducerea $TiCl_3$ în $TiCl_2$, iar pe catodul principal are loc reducerea pînă la metal.

Tabelul 1 prezintă analize comparative pentru diverse soluţii de titan obţinute prin aceas-

Tabelul 1

Eşantioane de titan obţinute din $TiCl_4$, ppm

Elementul	Dendrite	Dendrite topite	Dendrite topite de mai multe ori		Burete „Kroll" topit de două ori
Beriliu	0,03	0,03	0,01	0,005	—
Bor	0,04	0,03	0,02	0,10	1,4
Flor	33	0,27	1	2,1	—
Magneziu	4,2	0,24	0,14	1,4	4,8
Aluminiu	15,3	5,30	10	28	530
Siliciu	3,3	3,80	0,7	3,0	17
Calciu	158	5,5	4,3	14	—
Potasiu	91	27	10	16	—
Vanadiu	0,03	0,06	0,1	0,3	60
Crom	0,01	0,01	0,03	0,02	41
Mangan	33	16	3,7	12	0,2
Fier	0,3	0,3	0,4	0,2	200
Cobalt	0,06	0,06	0,05	0,2	0,02
Nichel	0,2	0,1	0,35	0,15	30
Cupru	1,4	0,8	0,4	2,4	—
Galiu	0,05	0,05	0,04	0,06	—
Zinc	0,08	1,0	0,05	0,8	0,03
Arsenic	0,03	0,008	0,06	0,008	3
Zirconiu	0,02	0,08	0,08	0,001	0,3
Molibden	0,7	0,8	0,2	0,9	—
Argint	0,08	0,006	0,002	0,001	
Bariu	13	0,4	0,1	0,1	
Staniu	0,4	0,09	0,2	0,03	0,2
Plumb	0,06	0,005	0,04	0,01	
Bismut	0,1	0,003	0,003	0,002	
Carbon	0,5	0,5	0,5	0,5	
Azot	0,4	0,4	0,4	0,4	
Oxigen	25	20	25	20	
Duritate Vickers	—	92	108	114	150

Analiza s-a executat prin spectrografie de masă şi prin radioactivare

stă metodă. Se prezintă şi un eşantion de titan „Kroll", burete ce a fost tratat cu două topiri.

Pentru obţinerea titanului electrolitic cu anod solubil, s-a folosit o celulă metalică în care a fost plasat un recipient în sticlă de tip

Tabelul 2

Eşantioane de titan obţinute cu anod de titan. Pentru comparaţie se dau eşantioane obţinute prin metoda disocierii [5] şi metalul iniţial. Conţinut, ppm

Elementul	Eşantioane de titan depus în săruri topite			Eşantion obţinut prin disociere termică		Titanul iniţial „Kroll" topit
	1	*2*	*3*	la 1 100°C	la 1 300°C	
Beriliu	0,04	0,01	0,01	—	—	—
Bor	0,04	0,01	0,01	—	—	1,4
Magneziu	4,2	2,4	2,0	—	—	—
Aluminiu	3,9	3,9	18,0	45—57	3,6	5—100
Vanadiu	0,02	0,03	0,02	8,7—10,0	14—16	16—65
Calciu	7,50	158,0	190,00	—	—	—
Crom	0,80	0,6	0,06	3,7	7,1	40—60
Mangan	22,0	33,0	55,0	0,03	0,013	0,5—1,0
Fier	<0,25	0,25	0,30	82	120	150—250
Cobalt	0,05	0,08	0,60	0,1	0,0	—
Nichel	<0,3	0,3	0,70	8,9	16	50—70
Cupru	1,4	1,1	2,6	1,4	0,5	1—3
Zinc	0,80	0,80	0,50	<0,1	<0,1	—
Arsenic	0,03	0,02	0,02	<0,1	<0,1	—
Zirconiu	0,02	0,02	4,90	16	0,6	20—70
Hafniu	—	—	—	0,7	1,0	1,5—5
Molibden	0,7	0,5	1,2	<0,1	<0,1	0,3—2,0
Galiu	<0,1	0,2	0,2	—	—	—
Bariu	13,0	—	—	—	—	—
Carbon	<0,5	<0,5	0,5	⩽10	5,7	70
Azot	<0,4	<0,4	0,4	30	30	60
Oxigen	<45,0	87	30	17,5	29	300

Analiza s-a executat prin spectrometrie de masă prin radioactivare

Pyrex. În interiorul acestui creuzet s-a plasat un coş circular din tablă de fier moale cu găuri mari în care s-a introdus burete de titan. Se introduce eutecticul $BaCl_2$—$CaCl_2$—NaCl şi se topeşte. Se tratează cu acid clorhidric după mai multe vidări ($\sim 10^{-3}$ torr). S-a umplut celula cu argon. Titanul din coş nu a fost atacat. Pentru a face posibilă reacţia de electrodepunere pe catod, baia trebuie să conţină ioni de Ti^{2+}.

Aceştia au fost obţinuţi prin introducerea de $TiCl_4$ în baie şi punerea catodului sub potenţial de —1,150 volţi, faţă de electrodul de referinţă.

Funcţionarea timp îndelungat a unei asemenea celule, în care a fost necesar să se introducă periodic $TiCl_4$, permite să se creadă că titanul de la anod nu a participat la schimbul metalic cu catodul decît în măsura în care a redus $TiCl_3$ în $TiCl_2$, în prima fază de amorsare a reacţiilor.

Din publicaţii mai recente rezultă că şi la temperaturi mai mari de lucru, operînd pe aceeaşi structură de celulă, baia trebuie alimentată cu săruri de titan din afară [4]. Analiza unor eşantioane de dendrite de titan

obținute prin această metodă se prezintă în tabelul 2.

Prin aceste procedee se obține titan de înaltă puritate. Temperaturile relativ joase de lucru reduc considerabil riscurile de poluare. Metoda de purificare este eficace [4] în special față de impuritatea de fier.

În primul caz de producere a titanului, diafragma din alumină are o viață relativ scurtă (40—60 h). Ea devine ineficace prin depunerea în exterior a unor compuși electroconductori.

În cazul anodului de titan fiind vorba de o depunere dendritică, catodul nu colectează decît o parte din metal. Restul cade în baie producînd o scurtcircuitare. O asemenea celulă a funcționat mai multe zeci de zile, făcîndu-se mai multe extracții de catod.

BIBLIOGRAFIE

[1] Detarova, N. I., Zavaretskaia, T. A. și Tseko Voliskaia, D. I. In: Tr. Vissih Nauk Issled. Aliuminii, U.R.S.S., Magn. Inst., nr. 46, 1960 p. 116.

[2] Nardin, M., Chassaing, E. și Lorthior, G.: Simpozionul internațional „Molten Salt Electrolysis in Metal Production". Grenoble-Franța, 19—21 sept. 1977, publicație „Institution of Mining and Metallurgy, Londra, 1977, p. 38.

[3] Lorthior, G. și Nardin, M. *Procédé de fabrication de titane par réduction electrolitique, dans un bain de sels fondus d'halogénures de titane.* Brevet Franța, nr. 1.000983/1976, înregistrat cu nr. 7622640 din 23 iulie 1976.

[4] Nerubasenko, V. V., Olecob, I. O. T. ș. a. În: Țvetnie Metalli, U.R.S.S., nr. 10, 1981, p. 83.

[5] Bigot, J. *C. R. Acad. Sci.*, Paris, 279c, 1974, p. 67

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U. R. S. S., nr. 12, 1983

Compoziția cărbunilor ca indicator al utilizării lor posibile raționale, p. 2 — Repartizarea rațională după dimensiuni în încărcătură a cărbunilor de diverse mărci, p. 4 — Studierea caracteristicilor structurale ale cărbunilor. I. Studierea cărbunilor oxidați și reduși, tratați termic, p. 6 — Repartizarea densității încărcăturii de cărbune pregătită termic în cuptorul industrial cu cameră, p. 10 — Studierea proprietăților mecanice ale cocsului în perioada stadiului final al formării acestuia, p. 12 — Posibilitățile utilizării în siderurgie a semicocsului din cărbune brun de la zăcămîntul din Kansko-Acinsk, p. 14 — Studierea procesului de carbonizare a brichetelor din cocs de petrol, p. 16 — Compoziția chimică a benzenului brut și interacțiunea acestuia cu condițiile de cocsificare, p. 20 — Perfecționarea schemelor de epurare a gazului de cocserie, p. 27 — Studierea compoziției fenolilor gudronului de la producția de brichete de cocs, p. 30 — — Compoziția apelor reziduale ale procesului de tratament termic al cărbunilor de la Kansko-Acinsk, p. 32 — — Obținerea gudroanelor de huilă pentru electrozi prin separarea extractivă, p. 33 — Semnalizator pentru montarea exactă a mașinii, p. 41 — Studierea procedeului de epurare a apelor reziduale la instalația biochimică a combinatului metalurgic din Nijnii Taghil, p. 45—Uscarea și granularea deșeurilor de la flotația cărbunilor în stratul fluidizat, p. 47.

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 1, 1984

Comportarea cărbunilor la încălzirea în vid înaintat și mecanismul aglutinării, p. 3 — Studierea caracteristicilor structurale ale cărbunilor, p. 11 — Cantitatea optimă de cuptoare în bateria de cocsificare, p. 15 — Influența gradului de mărunțire a cărbunilor și a amestecului acestora asupra scoaterii de cocs, p. 17 — Micșorarea pierderilor energetice la instalațiile de stingere uscată a cocsului, p. 19 — Studiul solicitărilor termice în bucățile de cărbune în cazul încălzirii acestora în cuptoarele inelare, p. 20 — Determinarea fenolilor și bazelor în fracțiile gudronului de huilă prin metoda titrării conductometrice de înaltă frecvență, p. 33 — Situația producției de gudron de huilă pentru electrozi la uzinele cocsochimice din R. S. S. Ucraina, p. 34 — Posibilitățile de reducere a consumului de resurse combustibile și energetice în producția cocsochimică a Combinatului metalurgic Nijnii Taghil, p. 38 — Studierea caracteristicilor statice și dinamice ale principalelor aparate ale instalației de gudron pentru electrozi, p. 41.—Experiența perfecționării tehnologiei de distilare a gudronului, p. 44 — Experiența exploatării sistemului de acționare a mecanismelor de deplasare a mașinii de încărcat cărbune, p. 47 — Studiul coroziunii la dispozitivele de construcții ale clădirilor și la construcțiile din industria cocsochimică, p. 49 — — Epurarea prin flotație a apelor reziduale industriale de ionii de cianură, p. 54 — Procedeu de limpezire a apei reziduale din secțiile de generatoare de gaz, p. 55 — Compoziția granulometrică și densitatea încărcăturilor de cărbune tratate termic, p. 60 — Studierea sistemului în două etape cu circuit închis de mărunțire a cărbunelui, p. 61.

Dr. ing. D. Chircă și
ing. Georgeta Coșmeleață
Institutul politehnic — București

Studiul influenței temperaturii și timpului de menținere la temperatură asupra proprietăților și structurii aliajelor de tip AlMgSi ecruisate

CZ : 669.017 : 669.2/.8

Pentru materialele electrotehnice, studiul influenței temperaturii și timpului de menținere la temperatură asupra structurii și proprietăților fizico-mecanice are o importanță deosebită, deoarece este cunoscut faptul că, în timpul utilizării lor, conductoarele electrice pot suferi încălziri la temperaturi ale căror valori pot atinge 150 sau chiar 200°C. Este deci necesar să se cunoască influența pe care o au asemenea încălziri asupra structurii și proprietăților electrice și mecanice ale materialelor respective.

În vederea atingerii scopului propus, au fost efectuate determinări ale caracteristicilor mecanice și electrice și s-a studiat morfologia structurii pe probe deformate la rece (55,5%; 72,3% și 94,2%), menținute la temperaturi diferite și timpi diferiți, conform ciclului de prelucrare metalurgică din figura 1.

Compoziția chimică a aliajelor studiate este prezentată în tabelul 1.

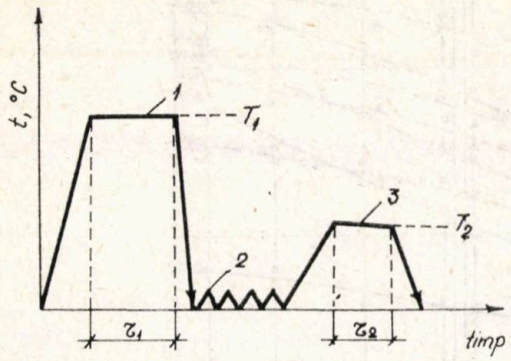


Fig. 1. Schema ciclului de prelucrare metalurgică aplicat aliajelor studiate:
1 — tratament termic de punere în soluție ($T_1 = 550°C$; $\tau_1 = 2h$; răcire în apă);
2 — deformare plastică la rece, grad de reducere: 55,5%; 72,3%; 94,2%;
3 — tratament termic de recristalizare (T_2 = 175 °C; 200 °C; 250 °C; 300 °C; 350 °C; τ_2 = 30 min; 1h; 2h; 3h; 4h; 6h; 7h; 8h; răcire în aer)

Tabelul 1

Compoziția chimică a aliajelor studiate

Aliajul	Compoziția chimică, %								
	Si	Mg	Fe	Mn	Cu	Zn	Ti	Ni	Al
1	0,165	0,004	0,220	0,001	0,002	0,019	0,005	0,001	rest
2	0,623	0,688	0,285	0,010	0,045	0,032	0,012	0,004	rest

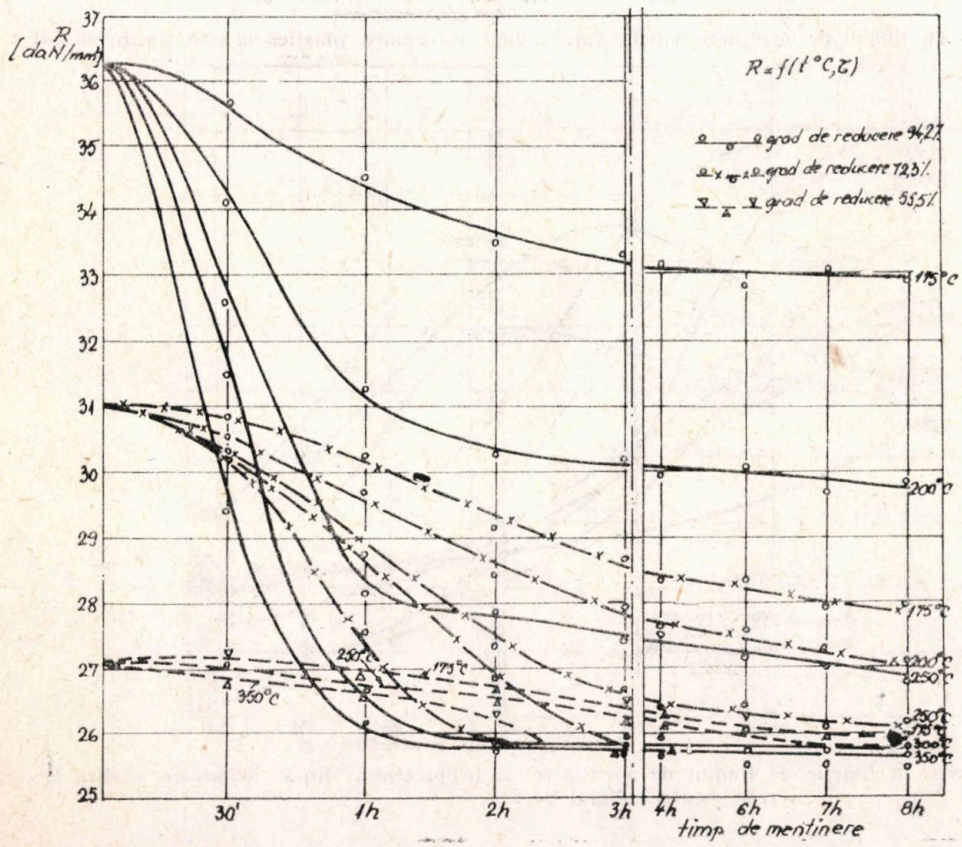


Fig. 2. Variația rezistenței la rupere, în funcție de timpul de menținere și temperatură, după deformare plastică la rece, pentru aliajul 2

Pentru aliajele studiate, variația caracteristicilor de rezistență și plasticitate sînt prezentate în graficele din figurile 2, 3, iar a celor electrice, în figura 4.

Din rezultatele prezentate se constată că proprietățile mecanice ale aliajelor se restabilesc în domenii diferite de temperaturi și cu cinetică diferită. Temperaturile la care după două

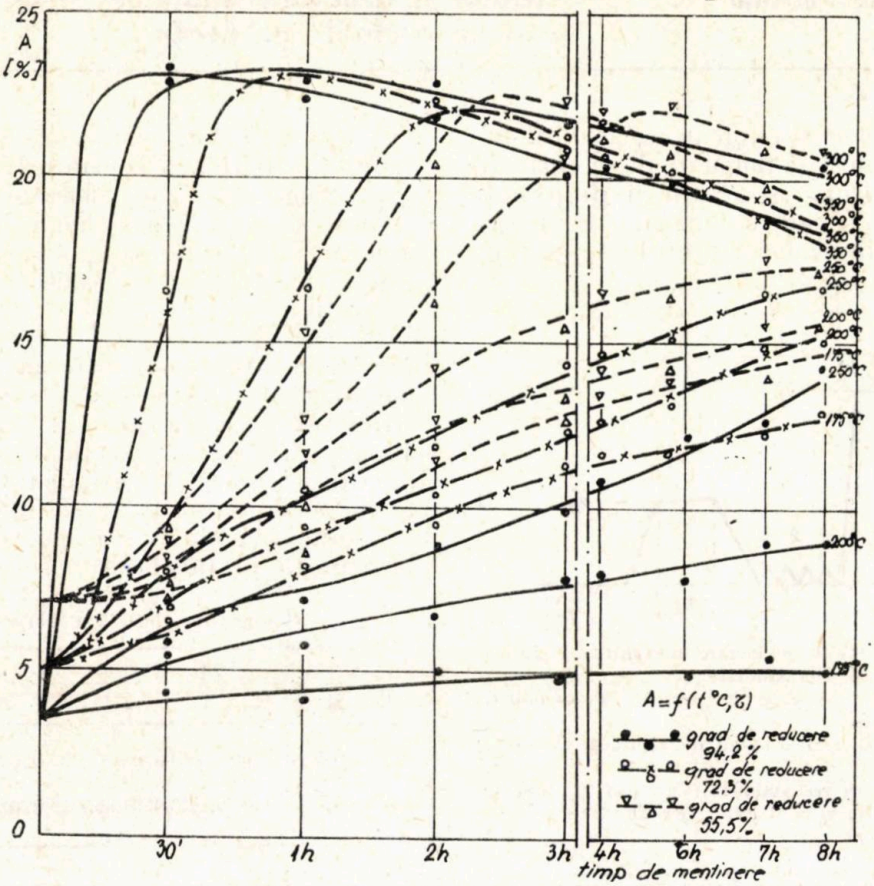


Fig. 3. Variația alungirii la rupere cu timpul de menținere și temperatura, după deformare plastică la rece, pentru aliajul 2

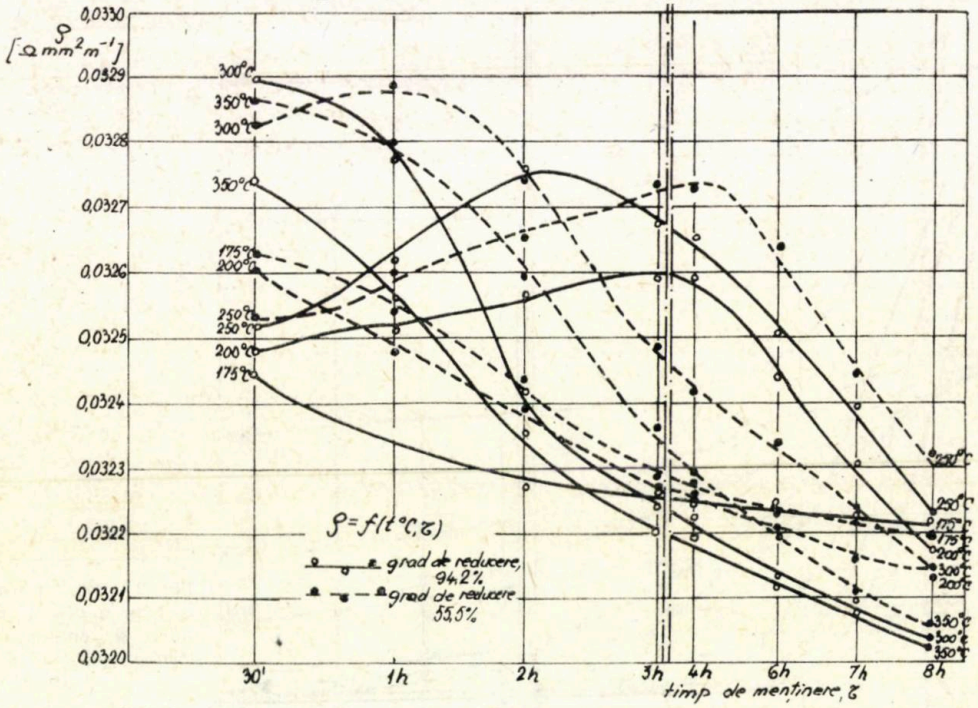


Fig. 4. Variația rezistivității electrice în funcție de timpul de menținere și temperatură, după deformare plastică la rece, pentru aliajul 2

ore s-au produs modificări sensibile ale caracteristicilor mecanice depind de gradul de deformare și de compoziția chimică; pe măsura creșterii concentrației în elemente de aliere și a gradului de deformare, valorile de temperatură la care apar modificări importante sînt din ce în ce mai coborîte.

Restabilirea valorilor rezistivității electrice se realizează diferit în funcție de compoziția chimică, temperatura și durata de menținere. Profilul curbelor de variație a rezistivității electrice în timp, la temperatură constantă, diferă ca aspect; în general curbele corespunzătoare temperaturilor de 200; 250; 300 și 350°C, prezentînd maxime situate la timpi diferiți și din ce în ce mai mici. Ordonata maximului crește odată cu creșterea temperaturii.

Studiile efectuate la microscopul optic și electronic ca și analiza microroentgenostructurală pun în evidență transformările structurale în diferite etape ale recristalizării și ajută la explicarea modului de variație a proprietăților mecanice și electrice; astfel scăderea rezistenței la rupere în domeniul de temperaturi 250—350°C este întotdeauna însoțită de recristalizare completă (fig. 5).

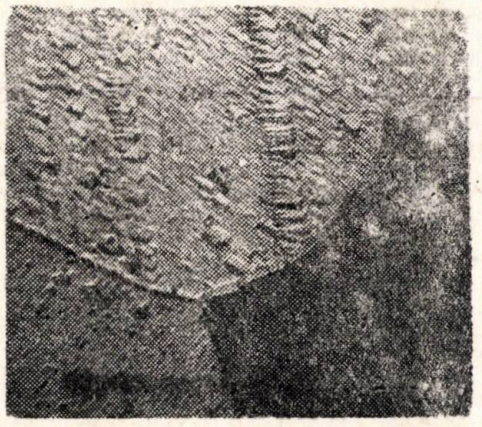
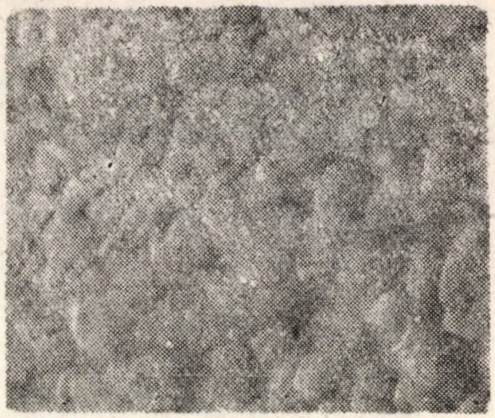
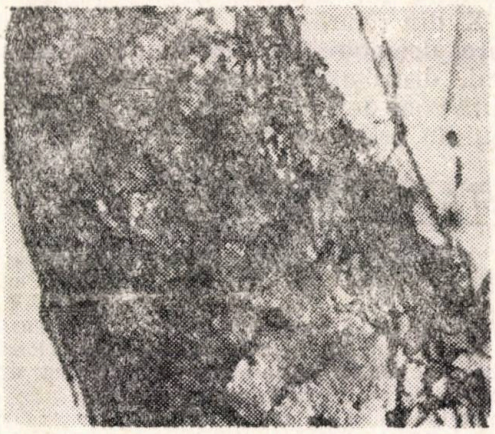


Fig. 5. Sublimite dislocații elicoidale în planul (111)

Odată cu scăderea rezistenței la rupere se produce și creșterea neuniformă a subgrăunților. O structură cu mărimea subgrăunților între 5 și 8 μm (fig. 6, *a*), prezentînd un ansamblu optim al proprietăților de rezistență și plasticitate, concomitent cu o bună conductibilitate electrică. Structura sublimitelor este arătată în figura 6, *b*. La temperaturi mai mici



a)

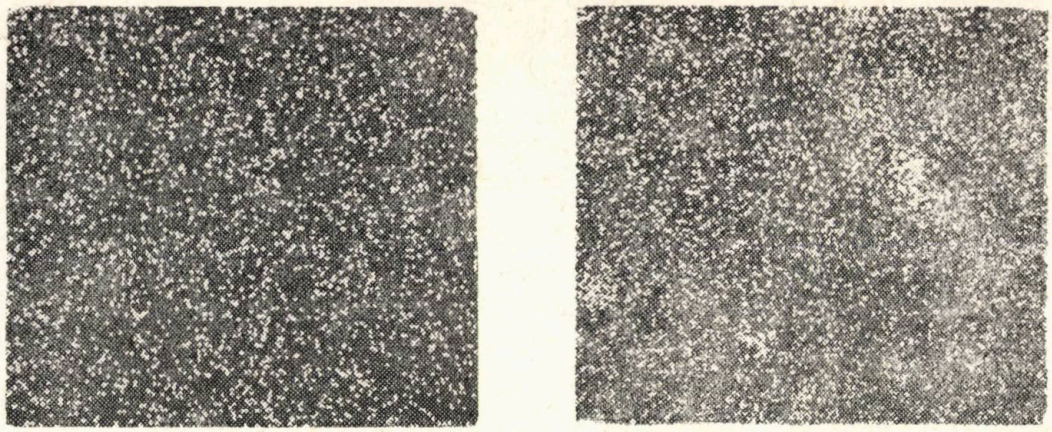


b)

Fig. 6. Micrografii TEM:
a — 6 000 : 1; *b* — 85 000 : 1

Fig. 7. Imagine de compoziție și profilul liniei MgK_α și FeK_α (1 200 : 1)

(175°C), scăderea de rezistență este atenuată de efectul puternic al durificării prin precipitare, separarea fazelor intermediare fiind



a) *b)*

Fig. 8. Imagine de raze X prezentînd distribuţia :
a_α — Fe_α (1200 : 1); *b* — MgK_α(1 200 : 1)

observabilă în imaginile de compoziţie şi de raze X din figurile 7 şi 8, în care se observă că spre deosebire de distribuţia uniformă a fierului, distribuţiile magneziului şi siliciului prezintă zone de aglomerare, care mai păstrează o anumită orientare în direcţia de deformare.

Rezultatele determinărilor experimentale arată că prin deformarea plastică la rece, la grade mari de deformare (94,2%), urmată de încălzire timp de 4, h la 175°C, se obţine, în aliajele studiate, cea mai bună îmbinare de proprietăţi electrice şi mecanice.

REVISTA REVISTELOR

Iz. VUZ. Ciornaia Metallurghiia, U.R.S.S., nr. 1, 1984

Influenţa cromului, oxigenului şi azotului asupra vîscozităţii fierului, p.1 — Utilizarea oxizilor elementelor de pămînturi rare pentru prelucrarea fontei şi a oţelului, p. 4 — Cinetica metalizării deşeurilor din industria metalurgică, p. 8 — Interacţiuni nelineare ale parametrilor procesului de aglomerare p. 11 — Modificarea caracteristicilor structurale ale stratului la prăjirea peletelor pe maşinile tip conveior, p. 13 — Calculul compactării încărcăturii de aglomerare în condiţiile echilibrului de forţe care acţionează în strat, p. 16 — Influenţa *p*H-ului soluţiei apoase asupra adsorbţiei fenolului de către magnetită şi grafit, p. 21 — Apariţia diferenţelor de potenţial electric pe mantaua furnalului, p. 24 — Aprecierea afinării coloanei încărcăturii în furnal, p. 29 — Durata perioadei de fierbere la elaborarea oţelului, p. 32 — — Studierea hidrodinamicii băii convertizorului cu insuflare prin fund cu regim pulsator, p. 36 — Modelarea matematică a curgerii în canalul de turnare a oţelului la vidarea în jet a oţelului, p. 40 — Interacţiunea dintre jetul de gaze şi lichid la insuflarea pe sus, p. 45 — Studierea comportării oxigenului şi carbonului în topiturile de fier şi crom la topirea în vid, prin metoda forţei electromotoare, p. 49 — Studierea proceselor termofizice la încălzirea electrică sub zgură a semifabricatului pentru fabricarea bimetalului, p. 52 — Calculul cinematicii de curgere a mediilor compozite, p. 57 — Studierea parametrilor energetici şi de forţă ai procesului de deformare a benzilor între cilindrii ficşi şi cilindrii de antrenare, p. 59 — — Calculul diferenţei de grosime transversală a benzii la laminarea în cilindrii de lucru încrucişaţi ai laminorului cuarto, p. 63 — Modelarea procesului de laminare continuă la cald pe o maşină de torsiune, p. 69 — Studierea caracterului degradării şi a proprietăţilor mecanice ale molibdenului la diverse temperaturi, p. 72 — Creşterea preciziei măsurării efortului de laminare cu o instalaţie cu două traductoare de forţe, p. 75 — Proprietăţile de serviciu ale cilindrilor profilaţi, cu regim termic controlat p. 80—Determinarea coeficientului total de deformare, p. 84 — — Influenţa condiţiilor de temperatură asupra repartizării proprietăţilor mecanice în acţiunea transversală a produselor presate, p. 87 — Emisiunea acustică la transformările austenitei în oţelul de tip 34HN3MF, p. 92 — Particularităţile structurale şi proprietăţile oţelului rapid R12MF5 obţinut prin procedeul metalurgiei pulberilor, p. 94 — — Influenţa cositorului asupra transformărilor structurale în fonta foarte rezistentă, la tratamentul termic, p. 98 — — Orientarea ecruisării la tratamentul termomecanic, p. 101 — Influenţa transformării martensitice asupra formării şi propagării fisurilor în oţelurile austenitice metastabile, p. 105 — Natura îndepărtării în salturi a hidrogenului din laminate, la temperatura camerii, p. 109— Influenţa metalelor de pămînturi rare asupra modificării de nodulizare a fontei cu magneziu în forma de turnare, p. 111 — Metodă grafică de calcul al determinării duratei de solidificare a piesei turnate cu miez central în formă-coajă, p. 115 — Determinarea aproximativă a extinderii zonei solid-lichid, p. 119 — Elaborarea şi adaptarea modelelor probabile tehnologice de informare ale proceselor de topire, p. 123 — Reactor pentru conversia cu aburi, fără oxigen, a gazului natural, p. 129 — Perfecţionarea procesului de elaborare a oţelului, prin utilizarea insuflării băii cu gaze şi oxigen, p. 132 — — Problema optimizării regimurilor termice în cuptoarele cu vatră păşitoare şi cu încălzire prin boltă, p. 136 — — Calculul lungimii flăcării în cuptoarele de regenerare, p. 141 — Alegerea geometriei optime a suporţilor discreţi cu pernă de gaz în cuptoare, p. 146 — — Modelarea cîmpurilor de temperatură ale corpurilor cu coeficienţi variabili, p. 149 — Utilizarea dispozitivului de măsurat temperatura suprafeţei metalului pentru identificarea modelului de încălzire, p. 153 — Studierea schimbului de căldură în cuptoare, în cazul aşezării semifabricatelor pe mai multe rînduri, p. 157 — Legitatea procesului de formare a tăişurilor aderente pe dinţii ferăstraielor cu discuri, p. 160 — Răcirea aglomeratului metalizat, p. 163 — Reproducerea măsurătorilor activităţii oxigenului cu elemente cu oxigen, p. 164 — Modificarea compoziţiei topiturii de ferovanadiu la tratarea cu azot, p. 165 — Studierea intensităţii răcirii accelerate a laminatelor uşoare, p. 165—O greşeală posibilă a metodelor mecanicii experimentale, p. 166 — Determinarea diametrului cilindrului de lucru al laminorului cu 20 de cilindri, p. 167 — Proprietăţile magnetice şi structura monocristalelor aliajului de Fe—25%; Cr—10%; CO—5%; Mo, p. 168 — Calculul potenţialului interatomic, ţinîndu-se seamă de interacţiunea de rezonanţă în titan, nichel şi vanadiu, p. 169 — Influenţa deformării la cald asupra cineticii transformării perlitice în oţelul eutectoid, p. 170 — Studierea dilatometrică a eredităţii structurale în oţelul deformat la cald, p. 171.

Dr. ing. Steliana Creţu
Academia de Studii Economice-Bucureşti
dr. ing. M. Trifan şi dr. ing. R. Avram
Institutul politehnic-Bucureşti

Studiul efectului inhibitor de coroziune determinat cu ajutorul sărurilor cuaternare de chinoliniu (I)

CZ : 620.197

Se prezintă un studiu comparativ asupra efectului inhibitor de coroziune în mediu de acid clorhidric, determinat cu ajutorul sărurilor cuaternare de chinolină, plecînd de la premisa că alegerea şi aplicarea corectă a tipurilor de inhibitori de coroziune reprezintă o problemă majoră în protecţia metalelor.

În scopul diversificării inhibitorilor de corozine şi a creşterii eficienţei acestora în diferite medii acide, s-au sintetizat, după procedee originale, săruri cuaternare de chinolină şi s-a testat efectul inhibitor de coroziune al acestora, determinat în diferite medii de oţel, cupru şi alamă.

În prima parte a lucrării se prezintă rezultatele experimentale obţinute prin determinarea volumului de hidrogen şi prin metoda gravimetrică, în mediu de HCl 15% pe OLC 45; în partea doua a lucrării se vor prezenta efectele determinate pe cupru şi alamă în mediu de HCl 15% şi H_2SO_4 15%, se vor stabili clasele de inhibitori din care fac parte sărurile cuaternare sintetizate, în funcţie de procesul de electrod asupra căruia influenţează inhibitorul testat.

Literatura de specialitate prezintă relativ puţine referiri la sărurile cuaternare de chinolină cu efecte inhibitoare de coroziune [1]—[4] şi efecte ce le fac utilizabile în domeniile farmaceutic, cosmetic, textil, de prelucrare a cauciucului, a pieilor etc. [1]—[8].

Valorificarea chinolinei, produs rezultat în urma prelucrării gudroanelor de la cocsificarea cărbunilor, prin transformarea ei în săruri mono- şi dicuaternare de chinoliniu, cu efecte inhibitoare de coroziune, reprezintă un domeniu nou şi eficient de cercetare fundamentală şi aplicativă.

Partea experimentală

Determinarea efectului inhibitor de coroziune s-a realizat în mediu de HCl 15% pe eşantioane metalice (OLC 45), la temperatura de 24±1°C, prin următoarele metode:

— determinarea vitezelor de coroziune prin măsurarea periodică a volumului de hidrogen degajat;

— determinarea vitezelor de coroziune prin metoda gravimetrică.

Inhibitorii de coroziune, săruri cuaternare de chinoliniu cu structuri conform tabelului 1, au fost testaţi la concentraţii de 25,50 şi respectiv 500 ppm.

Determinarea efectului inhibitor de coroziune prin metoda volumului de hidrogen degajat în timpul procesului s-a efectuat cu ajutorul unor cilindri de OLC 45 cu Ø = 3 mm şi înălţimea de 100 mm, cufundaţi în soluţia de HCl 15%, în care s-a solubilizat inhibitorul de coroziune în concentraţie de 25,50 şi respectiv 500 ppm. Volumul de hidrogen degajat, ca urmare a procesului de coroziune, s-a colectat într-o eprubetă gradată, cufundată în soluţie. Înainte de desfăşurarea testării, cilindrii de oţel au fost decapaţi cu soluţie de HCl conc. timp de 1 min, după care au fost spălaţi cu acetonă şi uscaţi în etuvă pînă la masă constantă. Probele metalice astfel pregătite au fost păstrate în exicator.

Determinarea vitezelor de coroziune prin metoda gravimetrică. S-au folosit eşantioane metalice OLC 45 de dimensiuni 20/40/5 mm, care au fost introduse după o prealabilă măsurare şi cîntărire în soluţiile de testat într-un volum menţinut constant la 200 ml. Probele metalice au fost pregătite prin şlefuire şi decapare în amestec de HNO_3—HF, după care au fost spălate cu apă distilată, benzen şi acetonă şi apoi menţinute în exicator timp de 24 h. După o imersie de 300 h în soluţiile acide, probele au fost spălate cu apă distilată, benzen şi acetonă, menţinute în exicator şi apoi cîntărite.

Pentru calculul vitezelor de coroziune s-a folosit formula următoare:

$$v = \frac{G}{St} \text{ (g/m}^2\text{h)}$$

în care: v este viteza de coroziune; G — pierderea în greutate (g); S — suprafaţa probei (m^2); t — timpul de imersie.

Indicele de penetraţie a fost calculat cu formula:

$p = \frac{v \cdot 8760}{\rho} \cdot 10^{-3}$ (mm/an), în care pentru OLC 45 $\rho = 7{,}86$ g/cm³.

Rezultate

Paralel cu testele efectuate în prezenţa sărurilor cuaternare de chinoliniu s-a studiat şi efectul inhibitor al chinolinei — materie primă-

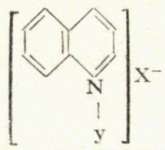
și a unui inhibitor consacrat pe bază de chinolină.

Sărurile cuaternare de chinolină sintetizate au fost testate în stare brută, așa cum rezultă din sinteză, după îndepărtarea solventului din sistem.

Eficiența de inhibare a coroziunii este prezentată în tabelul 1, în funcție de metoda de determinare, de concentrația de inhibitor și de structura acestuia.

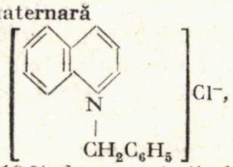
Tabelul 1

Eficiența efectului inhibitor de coroziune, determinată cu ajutorul sărurilor cuaternare de chinoliniu



Nr. crt.	Radical *y*	*X*	*E*, %(vol H_2)			*E*, % (gravimetric)
			concentrație ppm.			
			25	50	500	500
1.	CH_2COOH	Cl	96,23	96,33	99,70	99,80
2.	$CH_2COO(C_2H_4O)_nH$ (n echiv $\bar{M}$ = 200)	Cl	93,87	96,10	99,23	99,44
3.	$CH_2COO(C_2H_4O)_nH$ (n echiv $\bar{M}$ = 400)	Cl	94,09	96,20	99,38	99,45
4.	$CH_2COO(C_2H_4O)_nH$ (n echiv $\bar{M}$ = 600)	Cl	95,15	97,49	99,54	99,62
5.	CH_2CH_2Cl	Cl	71,39	86,22	95,21	95,50
6.	CH_2CH_2Br	Br	98,77	99,56	99,73	99,82
7.	Chinolină p.a.	—	37,0	67,36	74,60	73,50

Etalon — sare cuaternară



în mediu de HCl 10 %, la concentrație de 2 000 ppm, *E*, % = = 99,7.

Din cercetările realizate asupra efectului inhibitor de coroziune prin metoda volumului de hidrogen degajat, se constată că viteza de coroziune exprimată prin volum de hidrogen degajat în timp (cm^3/h) are o variație aproape liniară pornind din origine. Astfel, în condiții izoterme riguroase și la concentrații constante de acid, pentru dreptele de coroziune se poate scrie ecuația :

$$y = ax$$

în care : y este volumul de hidrogen degajat pentru o anumită concentrație de inhibitor și o anumită temperatură (cm^3) ; a — panta dreptelor de coroziune $\frac{dy}{dx}$; x — timpul pentru care s-a făcut determinarea.

Eficiența, care exprimă efectul inhibitor de coroziune, se calculează în acest caz cu formula :

$$E = \frac{a_m - a_x}{a_m} \cdot 100 \ (\%)$$

în care : a_m este panta dreptei de coroziune corespunzătoare probei martor ; a_x — panta dreptei de coroziune corespunzătoare substanței studiate.

Curbele de coroziune pentru substanțele testate, determinate prin metoda volumului de hidrogen, sînt reprezentate în figurile 1—7.

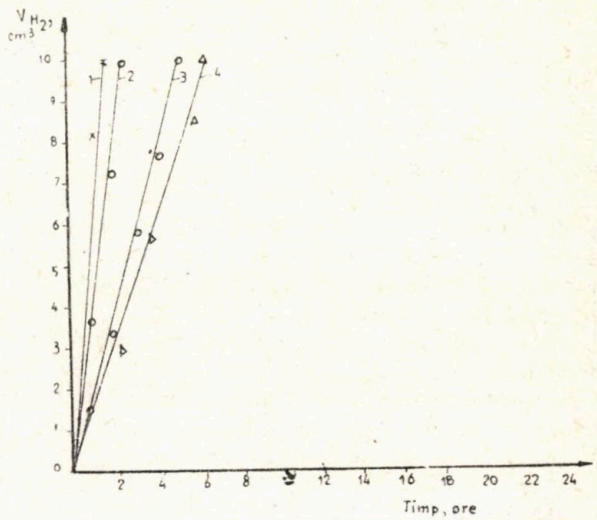


Fig. 1. Vitezele de coroziune în HCl 15 % ,în prezența chinolinei :

1 — probă martor ; *2* — 25 ppm ; *3* — 50 ppm ; *4* — 500 ppm

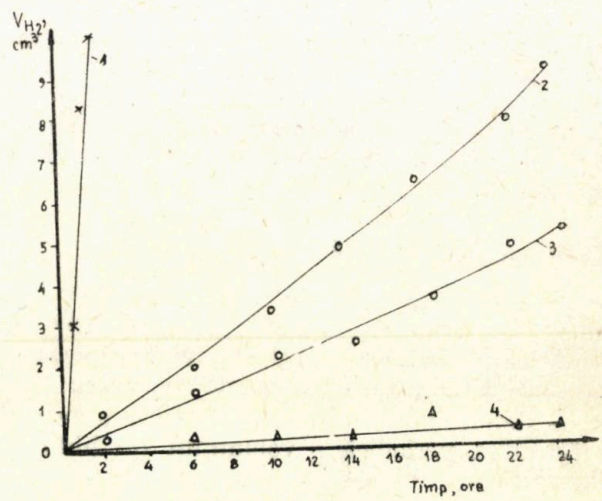


Fig. 2. Vitezele de coroziune în HCl 15 %, în prezența clorurii de acetat de chinolină :

1 — probă martor ; *2* — 25 ppm ; *3* — 50 ppm ; *4* — 500 ppm

Variația eficienței efectului inhibitor de coroziune al sărurilor cuaternare sintetizate în raport cu chinolina, materie primă, este reprezentată în figura 8.

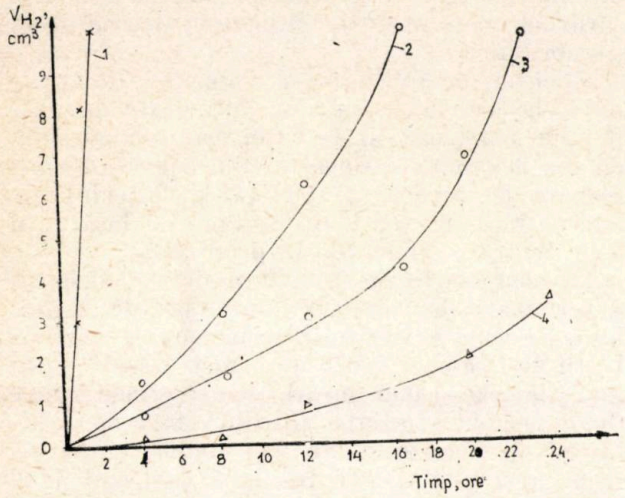


Fig. 3. Vitezele de coroziune în HCl 15 %, în prezența clorurii de carboxipolialchilenglicol ($\overline{M} = 200$) chinoliniu : *1* — probă martor; *2* — 25 ppm; *3* — 50 ppm; *4* — 500 ppm

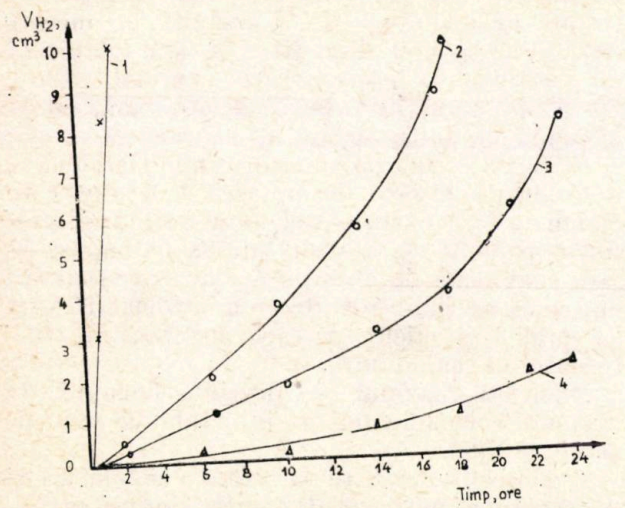


Fig. 4. Vitezele de coroziune în HCl 15 %, în prezența clorurii de carboxipolialchilenglicol ($\overline{M} = 400$) chinoliniu : *1* — probă martor; *2* — 25 ppm; *3* — 50 ppm; *4* — 500 ppm

Din analiza datelor experimentale prezentate rezultă o concordanță între rezultatele obținute prin cele două metode, în ceea ce privește eficiența de inhibare a coroziunii clorhidrice (tab. 1).

Întrucît se prezintă două clase de substanțe de tip săruri cuaternare de chinoliniu, s-a analizat comportarea acestora față de martor și de substanțele etalon, în funcție de structura fiecărei substanțe.

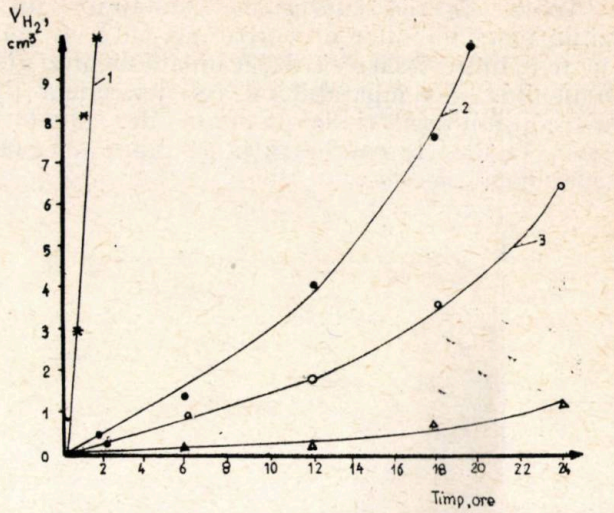


Fig. 5. Vitezele de coroziune în HCl 15 %, în prezența clorurii de carboxipolialchilenglicol ($\overline{M} = 600$) chinoliniu : *1* — probă martor; *2* — 25 ppm; *3* — 50 ppm; *4* — 500 ppm

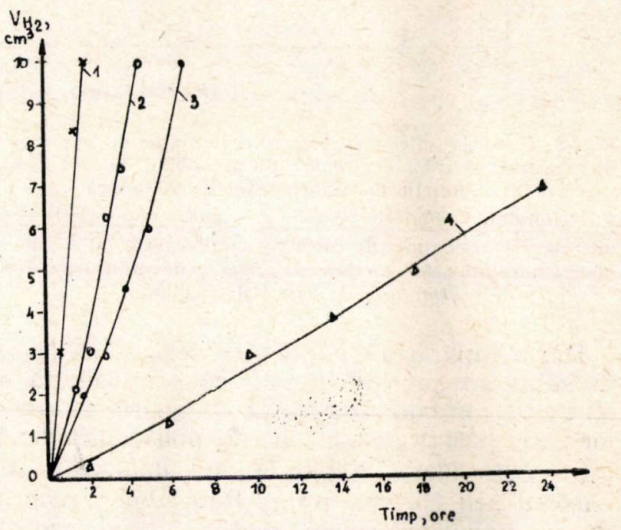


Fig. 6. Vitezele de coroziune în HCl 15 %, în prezența clorurii de cloretil chinoliniu : *1* — probă martor; *2* — 25 ppm; *3* — 50 ppm; *4* — 500 ppm

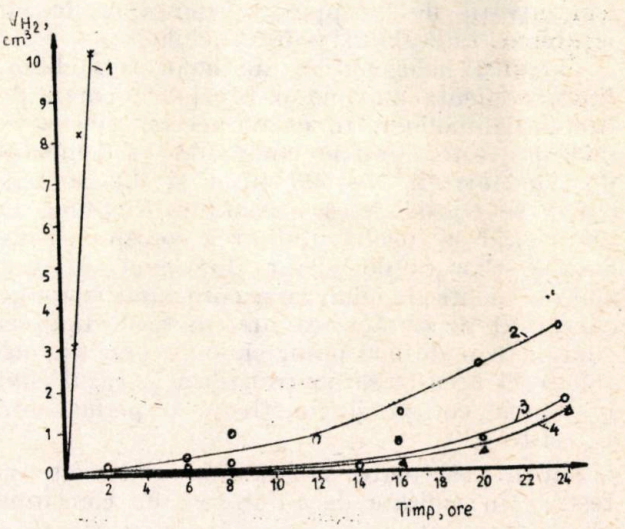


Fig. 7. Vitezele de coroziune în HCl 15 %, în prezența bromurii de brometil chinoliniu : *1* — probă martor; *2* — 25 ppm; *3* — 50 ppm; *4* — 500 ppm

Toate sărurile cuaternare sintetizate prezintă efect inhibitor de coroziune, cu o eficiență mai mare decît cea determinată de prezența chinolinei și comparabil cu cel determinat de către inhibitorul clasic pe bază de chinolină (tab. 1), dar la concentrații de patru ori mai mici decît acesta.

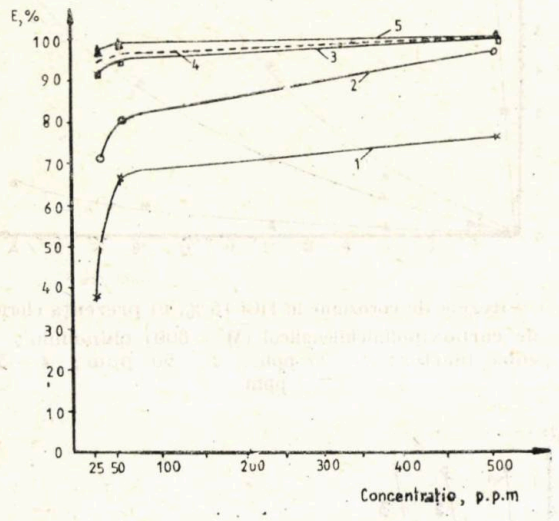


Fig. 8. Variația eficienței efectului inhibitor de coroziune în prezența sărurilor cuaternare de chinoliniu, în HCl 15%, în funcție de concentrația de inhibitor :
1 — chinolină — materie primă ; *2* — clorură de cloretil chinoliniu ; *3* — clorură de carboxipolietilenglicol ($\overline{M}$ = 200—600) chinoliniu ; *4* — clorură de acetat de chinolină ; *5* — bromură de brometil chinolină

Din compararea comportării celor două clase de substanțe, rezultă faptul că se manifestă o eficiență aproape constantă în cadrul clorurilor de acetat sau acetat de polialchilenglicol ($\overline{M}$ = 200—600) chinoliniu în domeniul de concentrații 25—500 ppm. Radicalul provenit de la polialchilenglicol acetat, atașat azotului cuaternar, influențează relativ puțin valoarea eficienței la concentrații de 500 ppm, dar mai mult la concentrații de 25 ppm. La concentrații de 25 ppm, eficiența crește cu creșterea radicalului polioxialchilenic.

În cadrul halogenurilor de halogenetil chinoliniu, eficiența maximă o prezintă bromura de brometilchinoliniu. În cazul acestei substanțe, eficiența este aproape constantă în domeniul de concentrații 25—500 ppm și din această cauză se consideră că aceasta este optimă în cazul cînd se solicită inhibarea coroziunii clorhidrice. Clorura de acetat de chinoliniu prezintă eficiență de inhibare a coroziunii aproape constantă pe durata cea mai mare de timp la concentrații de 500 ppm, și, de aceea, se consideră că aceasta se poate utiliza în cazul cînd inhibarea coroziunii constituie o permanență în sistem.

Faptul că toate substanțele sintetizate și testate în calitate de inhibitori de coroziune clorhidrică (HCl 15%) prezintă eficiență de inhibare comparabilă cu a inhibitorului de import din aceeași clasă, dar la concentrație mai mare de acid și la concentrație de patru ori mai mică de inhibitor, subliniază calitatea sărurilor cuaternare de chinoliniu ca inhibitori de coroziune.

Eficiența de inhibare a coroziunii, determinată de prezența sărurilor cuaternare de chinoliniu sintetizate și testate, este comparabilă cu cea determinată de alte tipuri de săruri cuaternare de amoniu [10]—[13], domeniul de concentrații în cazul prezentat este însă mai larg pentru o eficiență de peste 95%.

În comparație cu alchil aminele, eficiența determinată de sărurile cuaternare de chinoliniu prezentate este mult mai mare, la concentrații de inhibitor mult mai mici (25—50 ppm față de 800—1 000 ppm). Sărurile cuaternare de chinoliniu studiate prezintă față de inhibitorii de coroziune de tip aminic și avantajul unei solubilizări totale în sistemul HCl 15%.

Concluzii

Sărurile cuaternare de chinoliniu sintetizate, testate ca inhibitori de coroziune în mediu de HCl 15%, s-au dovedit a fi buni inhibitori de coroziune la concentrații cuprinse între 50 și 500 ppm, în funcție de structură, cu o eficiență de peste 95%.

Eficiența de inhibare a coroziunii clorhidrice, determinată de sărurile cuaternare testate, este mai mare decît a chinolinei — materie primă — și comparabilă cu a unui etalon de import — sare cuaternară de chinolină, dar la concetrații mai mici de inhibitor decît a etalonului, fapt ce subliniază eficiența sărurilor noastre cuaternare de chinoliniu.

Eficiența maximă o prezintă bromura de brometil chinoliniu pe tot intervalul de concentrații testate.

Produsele sintetizate și testate ca inhibitori de coroziune pe bază de materii prime carbochimice diversifică gama de inhibitori de coroziune clorhidrică pentru OLC și creează posibilitatea obținerii unor noi inhibitori deosebit de eficienți după tehnologii proprii, cu materii prime din țară.

BIBLIOGRAFIE

[1] Jungermann, E. *Cationic Surfactants.* New York, Dekker, M. 1970, v. IV p. 105—112.
[2] Napier, D. R., Rigo, O. L. Brevet S.U.A. nr. 3288555, 1974.
[3] Brown, H. C. În: J. A. Chem., Soc., 78, 1956, p. 1723.
[4] Napier, D. R., Hamilton, P. B., Rigo, O. L. În: Soap. et. Chem. Specialities, Anglia, 1966, p. 116.
[5] Quesnel, G. L. Brevet Franța nr. 983467, 1951,
[6] Taylor, E. P., Austin W. C., Collier H. O., Potter, M. Brevet Anglia, nr. 745956, 1956

[7] Potmischil, F., Romer, D. În: Revue Roumaine de Chimie, 22 (9—10), 1977, 1375.
[8] Kylander, R. R. Brevet S.U.A., nr. 2941015, 1976.
[9] Constantinescu, M. *Protecția anticorosivă a metalelor.* București, E. T., 1979.
[10] Crețu. S., Popescu, B. În: Rev. Chim. 33., 2, 1982.
[11] Avram, R., Iliuță, I., Crețu, S., Bulearcă, M. Bul IPB XLIV, 2. 1982, p. 47—54.
[12] Drimuș, I., Lupu, A. În: Rev. Chim. 28, 11, 1977.
[13] Lupu, A., Constantinescu, M., Drimuș, I. *Inhibitori de coroziune.* București, E. T., 1983, p. 83.

REVISTA REVISTELOR

Metallurg, U.R.S.S., nr. 12, 1983

Economia de resurse materiale — — direcție principală a creșterii eficienței activității în siderurgie, p. 1 — — Compoziția granulometrică a prafului de furnal și reducerea pierderilor de fier fără retur, p. 8 — Reducerea pierderilor de fontă cu zgura, p. 10 — — Sfărîmarea încărcăturii înaintea peletizării, p. 12 — Dispozitiv pentru torcretarea gîtului oalelor metalurgice, p. 13 — Particularități energetice ale retopirii cu arc în vid a electrozilor tubulari consumabili, p. 15 — Perfecționarea compoziției acoperirilor de protecție pentru turnarea oțelului, p. 18 — Minereurile aliate natural — rezervă a economiei de feroaliaje, p. 17 — Influența calității reparațiilor la rece asupra funcționării la cald a cuptoarelor Martin, p. 19 — Repararea suprafeței interioare a lingotierelor, p. 21 — Calcularea coeficienților de fabricație la producerea tablei groase, p. 24 — Creșterea preciziei tablei groase, prin reglarea regimului de temperatură a laminării în caja finisoare, p. 25 — Reglarea presiunii în spațiul de lucru al cuptoarelor continue de la laminorul de 3 600 pentru tablă groasă, p. 28 — Precizarea valorii modificării peretelui la tragerea fără dorn a țevilor ecruisate, p. 30 — Planificarea costului produselor și a limitelor cheltuielilor materiale în siderurgie, p. 33 — Protecția muncii la întreprinderile metalurgice din regiunea Belgorod p. 37.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 1, 1984

Studiul repartizării sulfului în gazele din creuzetul furnalului, p. 9 — Mărirea duratei de funcționare a rotorului exhaustorului, p. 13 — Organizarea lucrărilor de sudură la reparațiile capitale ale furnalelor, p. 16 — Experiența utilizării surselor de radiație ionizantă, p. 18 — Creșterea' nivelului proprietăților mecanice ale oțelului elaborat prin procedeele de retopire electrică sub zgură și topire cu arc deschis, p. 20 — Soluții proiectate de creștere a eficienței de evacuare a zgurei din oalele de fontă și din oalele de turnare din secțiile de convertizoare, p. 22 — Reparațiile cuptoarelor Martin, p. 24 — Influența regimurilor de recoacere finală asupra proprietăților magnetice ale oțelului electrotehnic nealiat, p. 26 — Îmbunătățirea proprietăților mecanice ale tablei laminate la cald, p. 28 — Mecanizarea lucrărilor de reparații la cuptoarele adînci de încălzire, p. 29 — — Răcirea accelerată a sleburilor în secția de ajustaj de la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk, p. 30 — Asimilarea industrială a tehnologiei de producție a burlanelor de tubaj OTTM-1 cu diametrul de 168 mm, p. 32 — — Laminarea țevilor cu diametrul de 45 mm pe laminorul 15—30 de țevi la rece, p. 33 — Creșterea eficienței polizării semifabricatelor din oțel carbon, p. 34.

Stal, U.R.S.S., nr. 12, 1983

Îmbunătățirea calității și a nivelului tehnic ale producției siderurgice, p. 1 — — Influența dimensiunii și a variației compoziției aglomeratului asupra comportării lui la reducere, p. 5 — Influența factorilor tehnologici și a condițiilor de elaborare asupra legăturii reciproce dintre temperatura fontei și conținutul de siliciu din aceasta, p. 10 — Controlul elaborării șarjei de furnal în condițiile formării ursilor, p. 14 — Particularitățile producerii aglomeratului cu conținut mărit de clor, p. 17 — Vidarea în flux a oțelului turnat pe mașinile de turnare continuă a semifabricatelor, p. 19 — Definirea sistemului de răcire cu duze a sleburilor turnate pe mașinile de turnare continuă cu fir curb, p. 21 — Influența adaosurilor de metale alcaline și de pămînturi rare în cristalizor asupra calității semifabricatelor turnate continuu și a laminatelor, p. 22 — Protecția jetului de metal la turnarea pe mașinile de turnare continuă, p. 26 — Turnarea continuă a oțelului 40HN în lingouri cu secțiunea 0,082 x 0,082 m, p. 29 — — Comanda cu ajutorul calculatorului electronic a răcirii secundare a semifabricatelor pe mașina de turnare continuă, p. 31— Acțiunea diverșilor parametri asupra calității semifabricatelor turnate continuu, p. 33 — Turnarea continuă a sleburilor pentru laminarea în tablă, cu încărcare la cald, p. 36 — — Modelarea procesului de răcire a semifabricatelor turnate continuu p. 37 — Caracteristici termotehnice ale răcirii sleburilor turnate continuu, p. 38 — Asimilarea răcirii controlate la tratamentul termic al tablei din căldura de laminare, p. 39 — Elaborarea și asimilarea regimurilor optime de dresare a tablei subțiri, p. 44 — Calitatea semifabricatului pentru țevi din oțel carbon și oțel aliat, p. 45 — Studierea rezistenței cilindrilor recăliți, p. 47 — Creșterea eficienței procesului de curățare a metalului, p. 49 — Îmbunătățirea calității curățării metalului pe mașina de curățare cu flacără, p. 49 — Deștunderizarea laminatelor prin procedeul termoelectic, p. 50 — Îndreptarea laminatului dreptunghiular cu proprietăți mecanice și grosimi variabile, p. 52 — Studierea și asimilarea calibrelor ondulate pentru laminoarele automate, p. 54 — Creșterea calității bucșilor roților de cale ferată, p. 56 — — Fabricarea diblurilor pentru fixarea tablei din metal la soclurile din oțel, p. 57 — Îmbunătățirea calității șinelor prin dezoxidarea cu aliaje complexe care conțin calciu și titan, p. 59 — Defecte superficiale la laminarea oțelurilor austenitice, p. 64 — Aliaje pulverulente pe bază de crom, pentru sudarea stratului de placare a bimetalului, p. 68 — Îmbunătățirea calității produselor și a muncii la uzina Serp i molot, p. 70 — Metodă de calcul al valorii surselor economiei de metal la fabricarea și utilizarea produselor metalice mărunte, p. 72 — Asigurarea preciziei informației în sistemul automat de comandă a activității de desfacere a întreprinderii, p. 75 — Experiența utilizării calculatoarelor electronice pentru planificarea tehnico-economică în siderurgie, p. 78.

Folosirea reactivilor anorganici pentru extragerea metalelor din soluții acide rezultate în procese hidrometalurgice

Prof. dr. doc. ing. L. Dobrescu,
dr. ing. Ana Socolescu,
dr. ing. Sanda Vișan
A.S.E — București
ing. Gr. Iordăchescu
Flotația centrală Baia Mare

CZ : 669.053.4

Valorificarea prin procese hidrometalurgice a materiilor prime cu conținut de metale neferoase, minereuri sărace, zgure, cenuși etc. implică deseori, ca fază principală a fluxului tehnologic, o leșiere acidă [1].

În literatura de specialitate sînt indicate diferite căi și modalități de tratare, cu reactivi anorganici, a soluției acide conținînd Fe, Zn și alte elemente, în scopul separării acestora.

Astfel, [2] reziduurile conținînd Fe alături de Ag și alte metale nobile, precum și Zn, Pb, Cu, Cd etc. sau reziduurile din metalurgia Zn se tratează timp de 12 h cu $CaCl_2$ la 90-95°C și pH = 2—3. Reziduul este separat prin filtrare, iar metalele dizolvate sînt recuperate din filtratul care este reutilizat.

Conform unui brevet german [3], după tratarea minereurilor zincoase cu acid sulfuric, elementele conținute, cum sînt Cu, Pb, Fe, Zn, Ag, sînt recuperate din soluția tratată cu amestec de $CaCl_2$ — HCl la 105°C timp de 75 min. Tratarea se face în proporție de 1 kg $CaCl_2$ la 1 kg de material uscat și suficient HCl pentru a obține o concentrație cuprinsă între valorile 3 și 9 N.

Astfel, soluția conținînd 3,67 mg Cu, 57 mg Pb, 342,3 mg Fe, 28,3 mg Zn, 327,1 mg Ag, 420 mg Zn a fost tratată cu 1 410 g $CaCl_2$, 1 380 ml HCl 9 N și 2 415 ml H_2O. Urmează filtrarea și separarea $CaSO_4$ solid. Procedeul decurge cu randamente de extracție de 97,8% Cu, 96,3% Pb, 88,3% Fe, 97,4% Ag, 81% Zn.

Un brevet românesc [4] tratează prin percolare fracția diamagnetică a unor cenuși, cu soluție acidă de $CuSO_4$. Soluția conține 20—40 g/l Cu și 80—120 g/l H_2SO_4 și este lăsată să reacționeze timp de 1 h la 45°C. După filtrare, soluția este încălzită la 80—95°C, la pH = 3-3,5, cînd fierul bilvalent este oxidat. Se adaugă $CaCl_2$ la 40°C pînă la pH = 2, pentru a precipita $CaSO_4$ și $Fe(OH)_3$ care se separă prin filtrare. Adăugînd CaO în proporție de 50 — 100 g/l, la pH = 5 — 6, precipită $Zn(OH)_2$.

În cazul unor ape acide, care conțin sulfați de Cu, Zn și Fe, se propune [5] neutralizarea cu $Ca(OH)_2$ 5% pînă la pH = 9,5 și apoi cu $AlCl_3$ sau $Al_2(OH)_5Cl$. Se extrage tot fierul ca ion trivalent, aproape tot cuprul și zincul și o cantitate redusă de ion sulfat.

Recuperarea metalelor existente în soluție sub formă de sulfați, se poate realiza cu oxid sau carbonat de calciu [6], precipitînd gips în particule mari.

Alt procedeu [7] propune ca soluția să fie tratată înainte de precipitarea sulfatului feric bazic, cu var sau sfalerit, cu sau fără MnO_2, la temperatura de 100°C și presiune de oxigen.

Rezultate interesante au fost obținute [8] folosind ca reactivi oxigenul și o soluție de NaCl acidificată cu H_2SO_4, eluînd zincul cu apă și precipitînd carbonat de zinc cu Na_2CO_3, la pH = 9.

O zgură cu conținut de 5—60% Fe, 1—25% Zn, 0,2—10% Pb este eluată [9] cu soluție de hidroxid de sodiu (250 g/l), pentru a forma zincat de sodiu și plumbat de sodiu. Într-o oră se recuperează mai mult de 90% din cantitatea de zinc și 65—85% din cantitatea de plumb. Ceilalți componenți ai zgurei nu sînt solubili. Soluția este tratată cu pulbere de zinc pentru precipitarea plumbului metalic. Apoi, soluția de zinc este trimisă la electroliză, regenerîndu-se soluții de NaOH. Fierul este spălat de urmele de zinc, plumb și NaOH.

Un brevet japonez [10] propune amestecarea unui reziduu de leșiere zincos cu soluție uzată de la electroliza zincului, conținînd H_2SO_4 liber în cantitate suficientă pentru a trece Cu, Zn, Fe, Cd etc. sub formă de sulfați. Procesul are loc la 90°C. Practic, reziduul, conținînd 2,06% Cu, 19,8% Zn, 28,03% Fe, 0,16% Cd și 5,2% Pb, a fost tratat pentru a se obține o soluție conținînd 2,78 g/l Cu, 83,31 g/l Zn, 0,1 g/l Fe^{2+}, 31,61 g/l Fe total, 0,23 g/l Cd și un reziduu insolubil. Gradele de leșiere au fost de 99,26; 98,29; 98,41; 98,14 și 0%, respectiv pentru Cu, Zn, Fe, Cd și Pb. Soluția a fost tratată cu cenușă de Zn pentru a se obține o soluție cu conținut redus de fier (2,67 g/l Cu; 121,03 g/l Zn; 0,2 g/l Fe^{2+}; 0,21 g/l Fe total și 0,44 g/l Cd). Hidroxidul feric recuperat din precipitat conținea 0,23% Cu, 0,59% Zn, 43,69% Fe, 0,33% Pb și 6,35% S.

Un alt reactiv folosit la tratarea soluţiilor conţinînd săruri metalice este sulfatul de amoniu. Astfel, se preconizează [11] agitarea materialului cu soluţie de sulfat de amoniu, apoi, după filtrare, tratarea cu MnO_2. Soluţia este electrolizată pentru obţinerea zincului (electrozi de plumb, densitate de curent 0,1 A/dm^2). Practic, 500 kg de material, conţinînd 19,3%Fe, 35,1% Cu, 5,1% Zn, au fost amestecate cu 50 m^3 soluţie 5% $(NH_4)_2SO_4$, pH = 7, timp de 1h. După filtrare, soluţia a fost lăsată 2h, apoi a fost trecută printr-o coloană cu 700 kg MnO_2 la o viteză de 0,5 l/h. Coloana a fost regenerată cu 1,6 m^3 soluţie apoasă de acid sulfuric la pH = 0,9. Operaţia de trecere prin coloană a soluţiei conţinînd zinc a fost repetată de patru ori, după care soluţia a fost trimisă la electroliză.

Reziduurile conţinînd 20% Zn, 23% Fe şi 5% Pb sînt amestecate [12] cu 60% din greutatea reziduului $(NH_4)_2SO_4$ şi prăjite sulfatizant timp de 1h la 700°C. Calcinatul se eluează cu apă, recuperînd 80—85% din cantitatea de zinc existentă ca $ZnSO_4$. Reactivul $(NH_4)_2SO_4$ este recuperat şi recirculat. Reziduul a fost tratat cu clorură de sodiu timp de 1 h la 70°C, recuperîndu-se 85% din plumb ca $PbCl_2$.

Separarea diferitelor metale conţinute în soluţie, folosind metoda Jarosit, este realizată în diferite variante. Astfel, un brevet german [13] propune o metodă pentru eliminarea fierului din soluţii de sulfat feros, recuperînd acidul sulfuric. Oxidarea fierului bivalent la trivalent se realizează cu oxigen la p = 50—1 400 kPa şi se precipită amoniojarositul cu amoniac. Reacţia se petrece secvenţial în trei sau mai multe autoclave, corespunzînd la trei sau mai multe zone de reacţie, sau într-o autoclavă cu camere multiple. Temperaturile în prima şi ultima zonă sînt respectiv 100—160°C şi 175—200°C. În ultima zonă se injectează abur. Metoda se poate utiliza pentru îndepărtarea fierului din soluţii conţinînd Zn, Al, Cu şi alte metale neferoase. Astfel o soluţie conţinînd 48,7 g/l Fe^{2+} şi 23 g/l H_2SO_4 a fost alimentată în prima cameră a unei autoclave cu patru camere, la debitul de 21,8 l/min şi tratată cu NH_3 şi oxigen la o presiune totală de 2 150 kPa şi 150% din cantitatea stoichiometrică de amoniac. După separarea fazelor se obţine un filtrat care conţine 3,3 g/l Fe total, 0,3 g/l Fe^{2+} 40,0, g/l H_2SO_4 şi 3,1 g/l NH_3 şi un precipitat jarosit conţinînd 32,8% Fe, 13,2%S şi 2,9% NH_3.

Recuperarea cantităţilor mici de Zn, Cd, Cu, Pb din jarosit poate fi realizată [14] prin tratare cu acid sulfuric şi bioxid de sulf, hidroliză şi extracţie.

Într-un brevet american [15] fierul este recuperat din soluţia de sulfaţi ca jarosit, în prezenţă de ioni Na^+, K^+, NH_4^+ şi jarosit recirculat. Astfel o soluţie de eluare, conţinînd 78 g/l Zn, 15,2 g/l Fe^3, 55 g/l acid sulfuric, 3,2 g/l NH_4^+, a fost tratată cu var la 50°C. Materialul nedizolvat a fost îndepărtat, iar soluţia obţinută conţinea 109 g/l Zn, 14,8 g/l Fe^{3+}, 4,8 g/l acid sulfuric. Soluţia a fost lăsată timp de 20 h la 50°C, apoi a fost încălzită la 100°C timp de 6 h. La adăugarea de hidroxid de amoniu a precipitat jarositul. După filtrare şi spălare, soluţia conţinea numai 4 g/l Fe^{3+}, iar solidul, numai 0,46% Zn.

Alt procedeu [16] indică folosirea soluţiei de sulfat de cupru ca dizolvant, cînd precipită $Fe(OH)_3$ care se filtrează. Se adaugă zinc în pulbere la temperaturi sub 60°C pentru precipitarea cuprului. După filtrare soluţia de sulfat de zinc este concentrată la 5° Baumé şi cristalizată.

Folosind acelaşi reactiv, soluţie acidă de sulfat de cupru, se tratează [17] o fracţie nemagnetică de cenuşi, obţinîndu-se o soluţie conţinînd 20—40 g/l Cu, 80—120 g/l H_2SO_4, prin percolare timp de 1 h la 45°C. Materialul este filtrat, soluţia este încălzită la 80—95°C şi pH = 3—3,5. Fierul este oxidat. Se adaugă clorură de calciu la 40°C şi pH = 2 pentru precipitarea cuprului şi fierului care se separă prin filtrare. Se adaugă apoi oxid de calciu 50—100 g/l la pH = 5—6 pentru a precipita zincul ca hidroxid.

Purificarea soluţiilor de zinc se poate realiza [18] prin cementarea Cu, Cd, Co, Ni, utilizînd zinc granule în loc de praf de zinc, într-un tanc de cementare vibrator la pH = 5,2—5,4 şi apoi 4,5—4. În acest fel scade consumul de zinc care nu mai reacţionează cu acidul sulfuric la pH sub 5. Pasivarea granulelor de zinc la pH-uri mai mari de 5 este prevenită prin agitare viguroasă. După cementare, pH-ul descreşte pentru a facilita filtrarea.

Zgure cu conţinut de 0,5—2% Cu, 2—8% Pb, 0,5—1% Cd, 10—20% Zn, 3,5% Fe au fost tratate [19] cu bioxid de sulf. Sarea de plumb a fost separată prin filtrare, sărurile de fier, prin hidroliză şi filtrare, iar Ca şi Zn au fost recuperate din filtrat.

Încercări de a precipita fierul prin hidroliză la pH = 2,5 pentru a-l îndepărta din soluţia cu conţinut de cupru au dus la hidroliza unei cantităţi prea mari de cupru [20]. Aceste pierderi pot fi evitate prin adăugarea de 0,1—2% în greutate cărbune activ unei soluţii acide conţinînd cupru şi fier la pH = 2,5, ceea ce permite hidroliza fierului la 80°C şi filtrarea ca hidroxid, în timp ce conţinutul de cupru nu este afectat şi rămîne în soluţie pentru electrodepunere. Cantitatea de fier eliminată din soluţie a fost de 33—47% la adăugarea unui procent de cărbune faţă de 24—25% cînd nu s-a folosit cărbune.

Separarea Pb, Cd, Ni, Zn şi Fe din soluţii acide poate fi efectuată separat [21] sub formă de amalgam, în ordinea potenţialelor

redox. Astfel soluţia a fost tratată cu amalgam de cadmiu, pentru a separa plumbul ca amalgam de plumb şi succesiv tratată cu amalgam de fier, pentru a separa cadmiul şi nichelul ca amalgame. Zincul a fost separat prin electroliză din soluţia rămasă.

Extracţia metalelor din soluţii acide poate fi realizată cu soluţii de fosfatide [22]. Recuperarea zincului metalic din diferite pulberi, conform unui procedeu japonez [23], se face prin amestecare cu clorură de amoniu sau săruri de zinc şi presare. Produsul presat este topit sau adăugat zincului topit. Randamentul de extracţie este de 77—91 %.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl. *Procedee speciale în metalurgia metalelor neferoase.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1974.
[2] Steintveit, G., Dyvik, Frolystein. Brevet Norv. 142406 Cl C 22B3/00, 1980.
[3] Van Coulen, Al. Brevet R.F.G., 2600, 201 iul. 1976.
[4] Volcovinski, Gh. Brevet Rom. 66834/Cl C 22B3/00, 1978.
[5] Salnikova E. În: Ţvetn. Met., U.R.S.S., nr. 9, 1979, p. 41—43.
[6] O'Neill, Ch. Brevet Can. 1040868 oct. 1978.
[7] Dey, Sunil. Brevet Indian 140551 Cl C 22B 17/04. 1976.
[8] Kulelidze, K. Him. Prom : Ser. Prom-st Gornohimiceskogo Siria, U.R.S.S., nr. 1, p. 13—15
[9] Hissel, Y. Proc. Process Technol. Conf., 1980, p. 178—183 Iron Steel Soc. S.U.A., AIME.
[10] Akasaka, Kei, Brevet Japonia 76.37002 mar. 1976.
[11] Nagashima, Takoe. Brevet Japonia, 79120227/Cl C 22B19/20, 1979.
[12] Sahoo, P. K. În: Trans. Indian Inst. Met., India, 1978, 31 (65—6) p. 465—7.
[13] Sefton, V. B. Brevet, R.F.G., 2835697 mar. 1979.
[14] Amer, S. În: Rev. Metal., Spania, nr. 6, 1978, p. 334.
[15] Pammenter R. Brevet S.U.A. 4192852/Cl Co 1B3/00, 1980.
[16] Volcovinschi Gh. Brevet Rom. 66979 Cl C 22 B3/00, 1978.
[17] Volcovinschi Gh. Brevet Rom. 66834, 1978.
[18] Nissen, R. Brevet R.F.G., 2755134/Cl C 25 Cl (00) 1979.
[19] Volcovinschi, Gh. Brevet Rom. 67418/Cl CO2 C3/008, 1979.
[20] Johnson, Morris, Brevet S.U.A. 3.929.599 dec. 1975.
[21] Ichijo, Michio, Brevet Japonia 75.126 596, oct. 1975.
[22] Aslanov, N.N. Brevet U.R.S.S., 629.239 oct. 1978.

REVISTA REVISTELOR

Stal, U.R.S.S., nr. 1, 1984

Studierea comportării aglomeratului cu bazicitate diferită în furnal, p. 4 — — Metalizarea peletelor tratate cu fondanţi în cuptoarele cu cuvă, p. 9 — — Dimensiunile şi rezistenţa peletelor cu conţinut de minereu de fier, utilizate la furnale şi în procesele de reducere directă, p. 11 — Elaborarea fontei de afinare la uzina Azovstal, p. 15 — — Procese tehnologice care economisesc energie în cadrul producţiei de oţel, p. 17 — Optimizarea tehnologiei de elaborare a oţelului R6 AM5, ţinînd seamă de proprietăţile topiturii, p. 20 — Construcţia şi regimul de funcţionare a dispozitivelor pentru suflarea metalului în oală cu gaze inerte şi pulberi, p. 21 — Perfecţionarea tehnologiei de dezoxidare a oţelului pentru şine cu aliaje de mangan şi aluminiu, p. 25 — — Regimuri optime de răcire secundară a semifabricatelor continue pentru profile uşoare, p. 27 — Utilizarea amestecurilor cu conţinut de grafit la protejarea oglinzii metalului în cristalizor, p. 28 — Mărirea rezistenţei cristalizoarelor la turnarea semicontinuă a semifabricatelor cu secţiune rotundă, p. 30 — Cauzele formării fisurilor axiale în sleburile turnate pe o instalaţie de turnare continuă curbilinie, p. 32 — Dispozitiv pentru marcarea sleburilor turnate continuu calde, p. 34 — Caracteristicile pulberilor de feroaliaje expuse la incendiu şi explozie, p. 34 — Alegerea tehnologiei optime de obţinere a compoziţiilor bimetalice, p. 38 — Asimilarea laminorului de sîrmă 150, p. p. 42 — Sistemul de reglare a grosimii şi de întindere a benzii pe laminorul continuu de laminare la rece, p. 46 — — Experienţa reconstrucţiei laminorului 240 de la Combinatul metalurgic Celeabinsk, p. 48 — Particularităţile uzării cilindrilor canelaţi turnaţi, p. 49 — — Metodă de calcul în vederea stabilirii îndreptării metalului la curăţarea abraivă a laminatelor, p. 51 — Optimizarea tăierii benzilor pentru fabricarea ţevilor sudate electric, p. 53 — Perfecţionarea tehnologiei de fabricaţie a ţevilor sudate electric cu scule din poliuretan, p. 56 — Studierea sarcinilor dinamice la trefilare, p. 58 — Materiale de sudare pentru aliajele de fier, nichel şi crom, p. 60 — Recoacerea modulizantă a oţelului calibrat 40HN2MA, p. 62 — Îmbunătăţirea calităţii călirii tablelor în presă, p. 64 — Tehnologia raţională de fabricaţie a barelor rectificate din oţel pentru supape, p. 66— Influenţa alierii şi a regimurilor de laminare controlată asupra proprietăţilor oţelurilor pentru conductele de gaze, p. 68 — Proprietăţile oţelului fără wolfram pentru scule aşchietoare, p. 73— Particularităţile degradării oţelului pentru rulmenţi în apropierea eutecticului de incluziuni nemetalice, p. 75 — Influenţa tehnologiei de pulverizare a fonte aliate asupra caracteristicilor granulometrice ale pulberilor, p. 77 — Planificarea producţiei de laminate ţinînd seamă de volumul de muncă necesar unui sortiment, p. 79 — Creşterea eficienţei producţiei pe baza perfecţionării organizării şi stimulării muncii, p. 83 — Funcţionarea din punct de vedere termic a cuptoarelor cu recirculaţie pentru tratamentul termic al lingourilor p. 86 — Perfecţionarea mecanismelor de deplasare a maşinilor de încărcare-descărcare la cuptoarele circulare, p. 89 — Utilizarea indicatorilor de oxizi la arderea optimă în siderurgie, p. 91— Prelucrarea şi utilzarea deşeurilor cu conţinut de fier la Combinatul metalurgic din Nijnii Taghil, p. 93.

Prof. dr. ing. L. Sofroni, dr. ing. C. Bratu
și ing. Fl. Ștefănescu
Institutul politehnic — București

Folosirea microrăcitorilor la obținerea lingourilor mari din oțel

CZ : 621.746.62

Microrăcitorii reprezintă pulberi din fier sau diferite alte aliaje, cu dimensiuni ale granulelor cuprinse între 50 și 500 microni, și sînt introduse în cantități de 0,5—75% în baia din oțel turnată în oală sau lingotieră.

Particulele metalice, care joacă rol de microrăcitori, trebuie să îndeplinească o serie de condiții: conținut mic de impurități nocive, formă sferică sau apropiată, densitate mare în vrac ($\rho = 4{,}0—4{,}5$ g/cm^3) și cost relativ mic, comparativ cu cel al oțelului.

În prezent se folosesc pulberi obținute prin reducerea cu carbon a oxizilor de fier, mai ales alice obținute prin pulverizare [7]. De asemenea, pot fi folosite fracțiile metalice din zgura rezultată la arderea cărbunilor în termocentrale. Aceste fracții au compoziția: 0,93% C; 0,18% Mn; 14,70% Si; 0,21% S; 0,570% P; 0,16% Cr, rest Fe [8].

Granulele se găsesc astfel o perioadă de timp în suspensie în topitura de oțel lichid și pot provoca la răcirea și solidificarea oțelului mai multe efecte:

— de răcire (acumularea căldurii de supraîncălzire a oțelului și parțial și a căldurii de cristalizare și prin aceasta schimbarea caracterului solidificării);

— de cristalizare (formarea unui număr suplimentar de germeni de cristalizare, exogeni, idiomorfi sau alotriomorfi, cînd joacă rolul de suporți pentru formarea germenilor);

— de aliere (se urmărește creșterea conținutului unui element);

— de obținere a compozitelor în vederea măririi rezistenței mecanice a piesei sau obținerii unor proprietăți fizice speciale (obținerea de piese armate, de proprietăți speciale magnetice, de uzură etc.).

Folosirea microrăcitorilor pentru dirijarea solidificării oțelului

Din punct de vedere al efectului de răcire, microrăcitorii pot determina patru tipuri de solidificare a oțelului:

— tip *I*, granulele de microrăcitori se topesc înainte de începerea solidificării oțelului; de asemenea dispar și microgrupările atomilor elementelor din microrăcitori (prin difuzie); în acest caz microrăcitorii acumulează parțial sau total căldură de supraîncălzire, corespunzătoare gradientului de supraîncălzire $\Delta T_{si} = (0{,}01—0{,}11)\ T_{top}$;

— tip *II*, cînd microrăcitorii se topesc, însă microgrupările atomilor se mențin pînă la începutul cristalizării oțelului; în acest caz ei joacă rolul și de germeni exogeni, clasteri;

— tip *III*, cînd microrăcitorii se topesc pînă la sfîrșitul solidificării oțelului; în acest caz ei acumulează și căldura laterală de cristalizare, determină cristalizarea și solidificarea în volum a oțelului; schimbă direcția fluxului de căldură, în sensul că fluxul exterior nu coincide ca direcție cu fluxul interior la nivelul fiecărui microvolum;

— tip *IV*, cînd microrăcitorii nu se topesc deloc sau numai parțial pînă la sfîrșitul solidificării oțelului, și deci apar suprafețele de despărțire între ei și masa de oțel. În acest mod se obțin piese compozite și microrăcitorii apar ca componente de sine stătătoare în peretele piesei din oțel.

Efectul maxim se obține în cazul tipului *III* de solidificare, cînd microrăcitorii se topesc în întregime, în care timp acumulează căldura de supraîncălzire a oțelului.

La solidificarea de tip *I*, în topitura metalică se realizează o uniformizare rapidă a temperaturii, iar la solidificarea de tip *II* și *III*, în intervalul de temperatură lichidus-solidus, se mențin microvolume, care se deosebesc din punct de vedere al temperaturii și compoziției de aliajul de bază; pe curbele de temperatură apar vîrfuri cauzate de degajarea neuniformă a căldurii latente de topire.

Apar deci microvolume cu densități și viscozități diferite, care influențează substanțial curenții de convecție (la solidificarea de tip *I* aceștia dispar repede, la solidificarea de tip *II* și *III* se mențin).

În prezența microrăcitorilor netopiți, solidificarea oțelului suferă schimbări radicale:

— capătă un caracter volumic succesiv, frontal, de solidificare, fiind fragmentat și multiplicat la nivelul numărului granulelor inoculate; astfel suprafața de răcire crește foarte mult;

— segregația zonală directă și indirectă este brusc frînată, datorită micșorării posibilității de transfer de masă prin spațiile dintre microfronturile de solidificare;

— formarea retasurii în general și a celei concentrate în special este de asemenea frînată, datorită micșorării valorii contracției oțelului în stare lichidă (grad de supraîncălzire

redus la zero) şi contracţiei la solidificare (datorită dilatării granulelor de microrăcitori).

La lingourile obţinute fără microrăcitori, contracţia de solidificare are loc pe o suprafaţă mică, cea a frontului continuu de solidificare, ceea ce conduce la o retasură mai mare, fiind mai greu de compensat cu fază lichidă (fig. 1).

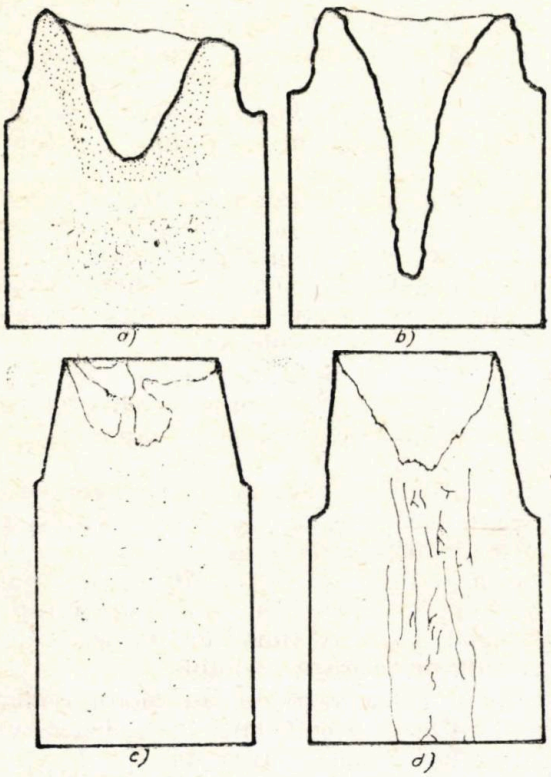


Fig. 1. Formarea retasurii (*a*, *b*) şi a segregaţiei (*c*, *d*) în lingouri cu masa de 40 t:
a, *c* — turnat cu microrăcitori; *b*, *d* — turnat fără microrăcitori

De menţionat că faza lichidă dintre cristalite la oţelurile turnate cu microrăcitori posedă o capacitate mare de alimentare;

— segregaţia neaxială este de asemenea frînată (datorită solidificării în volum).

Microrăcitorii se topesc în decurs de 3,5—3,8 s, în care timp acumulează căldura de supraîncălzire şi determină solidificarea volumică-succesivă.

Astfel, de exemplu, în figura 2 se prezintă cinetica solidificării la două lingouri pentru sleburi cu masa de 19,2 t, turnate din oţel necalmat cu 0,08% C, folosindu-se la unul dintre ele microrăcitori (1,25% alice din oţel): curbele *1* şi *2* — pentru lingoul cu microrăcitori; curbele *1'* şi *2'* — pentru lingoul turnat clasic, fără microrăcitori; *1*, *1'* — începutul solidificării-izolichidus; *2* şi *2'* — sfîrşitul solidificării-izosolidus.

Rezultă că în lingoul turnat cu microrăcitori zona bifazică este mai largă şi durata de existenţă a oţelului în stare bifazică, mai mare.

Ca urmare, segregarea şi contracţia volumică au posibilitate mai mică de desfăşurare, şi deci neomogenitatea chimică şi fizică în zona axei termice va fi mai redusă [2].

Schimbarea cineticii solidificării se constată şi în cazul turnării continue a oţelului (fig. 3; *1* — curba izolichidus; *2* — curba de scur-

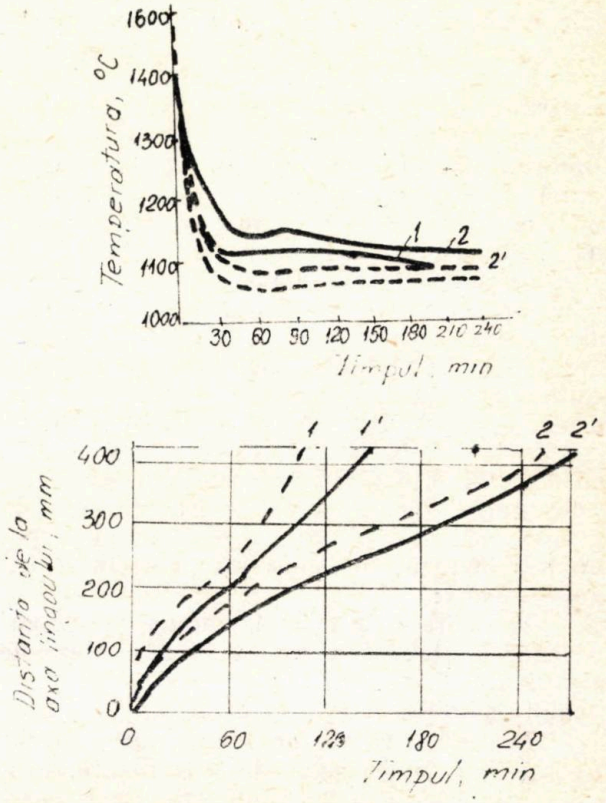


Fig. 2. Cinetica solidificării lingoului de 19,2 t turnat cu microrăcitori (linia punctată) şi fără microrăcitori (linia plină)

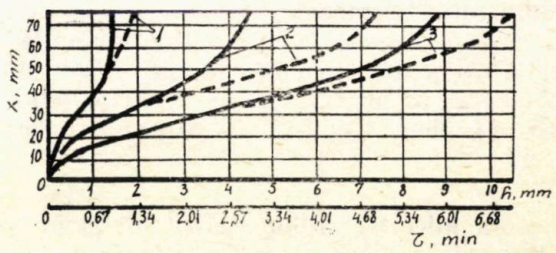


Fig. 3. Cinetica solidificării în cazul turnării continue a oţelului

gere; *3* — curba izosolidus; curbele pline — oţel cu 3% microrăcitori; curbele întrerupte — oţel turnat fără microrăcitori). Deci la turnarea oţelului în cristalizor zona bifazică se micşorează [4].

Aşadar, curbele izolichidus (în mod special) şi izosolidus sînt deplasate spre stînga, durata de solidificare a lingoului va fi mai mică, în schimb zona bifazică va fi mai mare. Viteza

de deplasare a frontului de solidificare crește de 1,5—2 ori.

Introducerea microrăcitorilor în oțelul lichid îi micșorează brusc temperatura și îi mărește viscozitatea (în prezența unei suspensii metalice) și, ca urmare, determină micșorarea substanțială a transferului de masă (segregația dendritică a elementelor, difuzia lor; transferul prin curenții de convecție și gravimetrici).

La lingourile mari (de forjă cu masa de 40 t), segregarea elementelor cu solubilitate scăzută (C, P, S, O) are loc la limita frontului de cristalizare (cu suprafață specifică mică), determinînd ușor neomogenitatea chimică (gradul de segregare a carbonului și fosforului este de 80 %, a sulfului, de 160 %).

La lingourile mari, de 40 t, curenții de convecție ating viteze de 0,4 m/s (în absența microrăcitorilor).

La turnarea oțelului cu microrăcitori, procesul de scurgere se desfășoară pe întregul volum al lingoului, la limita a milioane de microfronturi de solidificare, deci pe suprafața specifică de zeci și sute de ori mai mare, încă în timpul turnării (umplerii lingotierei), cînd există posibilitatea realizării transferului fazei bogate în elemente segregate prin curenții de curgere spre nivelul superior al lingoului (conform principiului lui Stokes).

De menționat că suprafața 1 kg de pulbere cu dimensiunea granulei de 0,5 mm este de 3,35 m².

În perioada de solidificare, elementele segregă în faza lichidă din interstițiul dintre cristale, fără posibilitate de transfer spre axa termică a lingoului. Dimpotrivă, parțial, faza lichidă, bogată în elemente de segregare, este expulzată (prin creșterea cristalelor) spre maselotă.

Ca urmare, gradul de segregare a elementelor se micșorează față de turnarea clasică: cu 50 % la C; 60 % la P; 110 % la S; 10 % la Mn și Si; 100 % la azot.

Pentru exemplificare, în figura 4 se arată modul de segregare a azotului la solidificarea lingourilor de forjă cu masa de 40 t la niveluri de 50 și 100 % din înălțime [3].

O comportare analoagă o au și celelalte elemente. Așadar, elementele C, S, P, O, N segregă mai repede în prima parte a stadiului de solidificare și deci vor conduce la segregație zonală pozitivă (în partea superioară) și mai puțin la segregație zonală directă (spre axa termică).

La turnarea cu microrăcitori se dezvoltă mai mult transferul de masă cauzat de gravitație, mai puțin periculos pentru formarea segregației zonale axiale. Celelalte tipuri de transfer de masă (prin difuzie, convecție, forțe capilare etc.) nu au loc, ele fiind în același timp responsabile de desfășurarea procesului de segregare axială.

La turnarea oțelului cu microrăcitori se dezvoltă cu precădere segregația negativă, care la sulf atinge 48 %, la fosfor, 20 %, la carbon, 22 %.

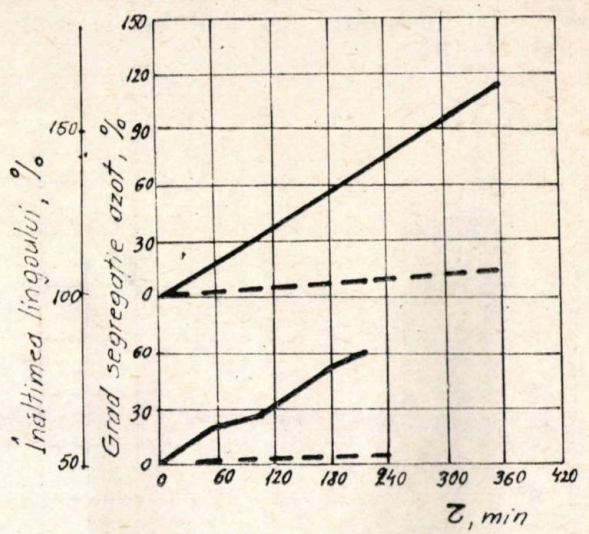


Fig. 4. Gradul de segregație a azotului pe înălțimea lingoului, în funcție de timpul de solidificare (linia plină — lingou turnat fără microrăcitori, linia punctată — lingou turnat cu microrăcitori).

Segregarea pozitivă se formează în zonele de sub maselotă, la turnarea cu microrăcitori fiind și ea mai mică față de turnarea clasică: cu 80—100 % la sulf, cu 50—60 % la fosfor și cu 50—65 % la carbon [5].

Segregația neaxială se micșorează de 2—3 ori.

Se cunoaște [9] că segregația neaxială sub formă de dungi este determinată de segregația dendritică și este deci influențată de gradientul de temperatură (G) și de viteza de solidificare (V). Din acest motiv se poate folosi raportul $G : V$ și produsul $G \cdot V$ pentru caracterizarea tendinței de segregare neaxială, exprimată prin suprafața domeniului hașurat din figura 5 ($G \cdot V$ sub 0,025 grad/s și $G : V > 1\,000$°C. s/cm²). Aceste condiții termofizice sînt valabile pentru lingouri de diferite construcții geometrice.

Segregația sub formă de dungi se formează la viteze mici de solidificare (V sub 0,005 cm/s), deci prin mărirea gradientului de temperatură, astfel ca acesta să se găsească deasupra curbei $G \cdot V = 0{,}025$ sau sub curba $G : V = 1\,000$.

Condițiile termofizice (G și V) pot fi influențate în sensul dorit, prin aplicarea următoarelor procedee de turnare:

— amestecare pe cale electromagnetică a băii de oțel în timpul solidificării;

— introducerea microrăcitorilor în baia de oțel din lingotieră.

În ambele cazuri, se schimbă cîmpul de temperatură în sensul creşterii valorii conductivităţii termice (se măreşte valoarea parametrului $G \cdot V$ şi se micşorează raportul $G : V$). Aşadar, se obţine mărirea vitezei de solidificare V şi micşorarea gradientului de temperatură G [9].

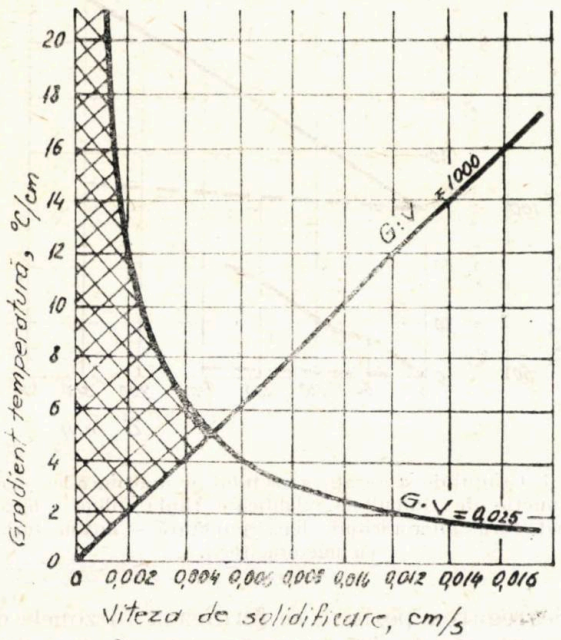


Fig. 5. Influenţa parametrilor termofizici ai solidificării asupra formării segregaţiei neaxiale

Formarea segregaţiei neaxiale (tip A) poate fi explicată prin caracterul periodic al procesului de solidificare a oţelului turnat în lingotiere.

În figura 6 se arată variaţia grosimii crustei solidificate pe secţiunea transversală a unui lingou de 6,84 t din oţel pentru ţevi (0,10 % C), precum şi a cantităţii de căldură degajată pentru solidificarea a 1 mm³ oţel [15].

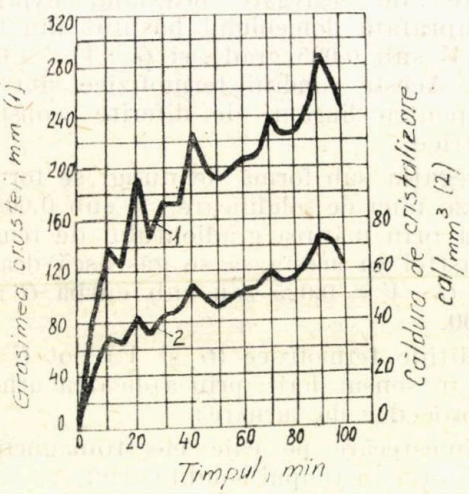


Fig. 6. Variaţia grosimii crustei (*1*) şi a cantităţii de căldură degajată (*2*), în funcţie de timp

Vîrfurile (inflexiunile) curbelor indică pendulări ale vitezei de deplasare a frontului de solidificare (de la −10 mm/min la + 16 mm/min). Solidificarea este însoţită de degajare, iar retopirea — de absorbţia căldurii de cristalizare (64 kcal/kg).

La transformarea unui mm³ de oţel se degajă 0,5 cal. căldură (la solidificare) şi tot atîta se consumă pentru retopire.

Variaţiile cele mai mici ale grosimii crustei solidificate se constată la intervale de 60—80 min după începerea solidificării [15].

Segregaţia axială (de tip V), cauzată în principal de C, S şi P, este determinată de caracterul periodic al procesului de solidificare [10].

Structura stratificată a zonei axiale se explică prin formarea periodică a cristalelor: cristalele în curs de creştere în zona axială eliberează căldura latentă de cristalizare şi în acest mod determină creşterea într-o oarecare măsură (cu 1—5°C) a temperaturii fazei lichide învecinate, fapt care frînează pe o perioadă scurtă de timp procesul de formare a noi cristale.

Cristalele în curs de creştere se deplasează (decantează) în jos, formînd o zonă bifazică, care urmează să fie alimentată prin filtrarea fazei lichide.

Prin atingerea gradului de subrăcire, necesar în volumul băii de oţel din axa termică, se formează din nou cristale, care cresc şi se decantează conform mecanismului menţionat. Are loc de fapt o fragmentare a zonei axiale în volume izolate.

Astfel se formează o structură stratificată a zonei axiale, fiecare strat avînd dendrite de dimensiuni diferite. Cele din partea inferioară au dendrite mai puţin dezvoltate, cele din partea superioară (sub maselotă) posedă dendrite de dimensiuni mai mari. Elementele de segregaţie se concentrează în aceste condiţii între straturile de dendrite. Forma de V a segregaţiilor axiale este determinată tocmai de forma interstiţiilor (zonei bifazice) dintre straturile cristaline, reprezentînd rezultanta deplasării a două fronturi de solidificare — cel în direcţie orizontală şi cel în direcţie verticală (fig. 7). Aşa se explică apariţia periodică în zona axială a zonelor cu microretasuri şi segregaţii.

Caracterul de periodicitate al procesului de cristalizare a oţelului în zona axială este demonstrat prin modul de variaţie a conţinutului de C, S şi P pe înălţimea lingoului, precum şi prin modul de variaţie a volumului de pori, a densităţii şi a cantităţii de incluziuni sulfidice (fig. 8, în care cifrele menţionează nivelurile la care au fost prelevate probele dintr-un lingou de 23,52 t din oţel 35 CrNi 3 Mo V calmat; cifrele I, II şi III indică zo-

nele cu dimensiuni diferite ale dendritelor) [10].

Folosirea microrăcitorilor, introduși în baia de oțel fie în timpul turnării acestuia în lingotieră, fie în timpul solidificării lui, determină schimbarea radicală a mecanismului de solidificare: elimină caracterul de periodicitate (prin inițierea unei solidificări volumice în loc de succesivă) și deci posibilitatea formării segregațiilor de tip *V*.

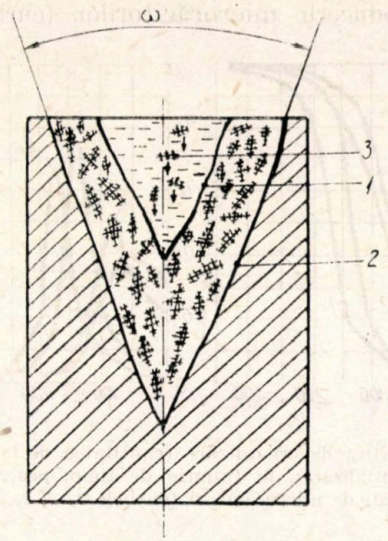


Fig. 7. Forma frontului de solidificare: *1* — început de solidificare; *2* — sfîrșit de solidificare; *3* — cristalite în cădere liberă

Apariția neuniformității fizice în axa lingoului (microretasura axială) este determinată

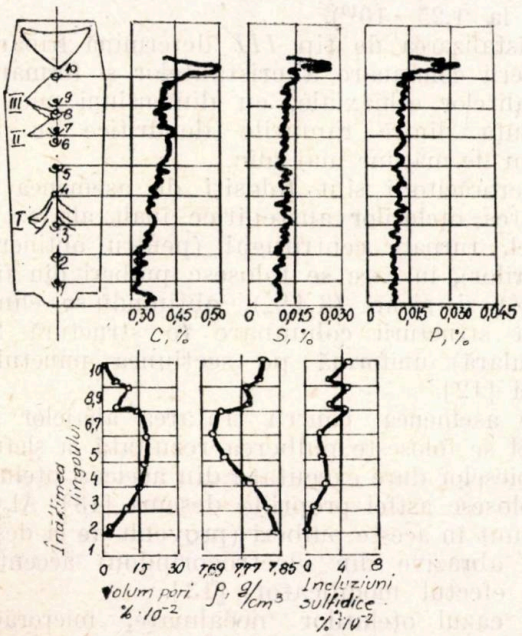


Fig. 8. Variația neomogenității chimice (C, S, P) și a neomogenității fizice (volum pori, densitate și incluziuni sulfidice) pe înălțimea lingoului

de raportul dintre viteza de solidificare în direcție verticală $\left(\frac{\partial h}{\partial \tau_s}\right)$ și viteza de alimentare (filtrare) a fazei lichide în zona bifazică (ω_f). Dacă $\frac{\partial h}{\partial \tau_s} < \omega_f$, nu se formează retasură axială, dimpotrivă, dacă $\frac{\partial h}{\partial \tau_s} > \omega_f$, aceasta se formează (fig. 9 și 10).

Viteza de solidificare verticală variază pe înălțimea lingoului (fig. 9, curba *1* — curba cinetică a frontului de solidificare, avansarea lui în timp pe înălțimea lingoului; curba — *2* viteza de solidificare, m/h; lingou de forjă de 17,9 t) [11].

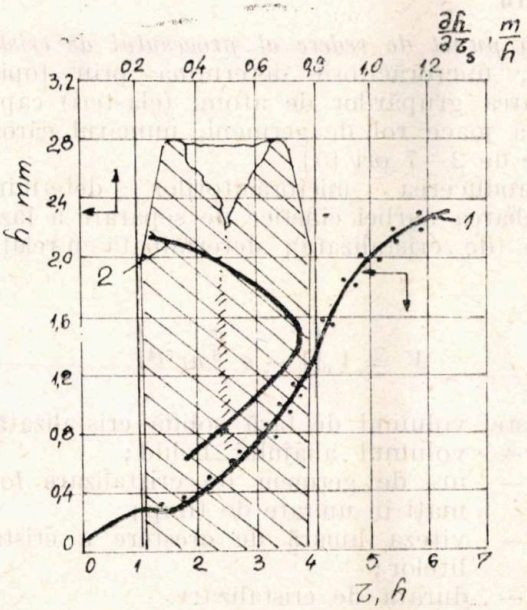


Fig. 9. Variația vitezei de solidificare pe înălțimea lingoului, în funcție de timpul de solidificare (punctele negre reprezintă date experimentale)

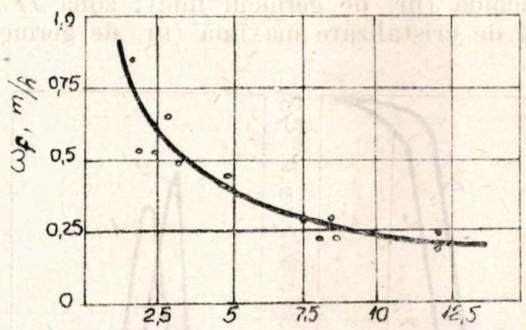


Fig. 10. Variația vitezei de filtrare (ω_f), în funcție de durata de solidificare

Ea crește la început pînă cînd frontul de solidificare vertical atinge jumătatea nivelului, apoi începe să se micșoreze datorită influenței maselotei.

Viteza de alimentare se micşorează cu cît durata de solidificare este mai mare, datorită creşterii lăţimii zonei bifazice (fig. 10).

Din figura 9 rezultă că microretasura axială (zona haşurată) apare pe înălţimea lingoului caracterizată printr-o viteză de solidificare verticală mai mare. În aceste condiţii, zona bifazică nu poate fi alimentată cu fază lichidă.

Factorii care diminuează tendinţa de apariţie a neuniformităţii fizice la lingouri sînt: mărimea unghiului de înclinare, micşorarea înălţimii relative a lingoului, îmbunătăţirea regimului termic al maselotei (de ex. folosirea maselotelor cu amestecuri exoterme).

Folosirea microrăcitorilor pentru dirijarea cristalizării

Din punct de vedere al procesului de cristalizare, microrăcitorii determină prin topire formarea grupărilor de atomi (clasteri) capabili să joace rol de germeni, numărul cărora creşte de 2—7 ori [5].

Introducerea microrăcitorilor determină schimbarea curbei cinetice de separare a fazei solide (de cristalizare), determinată cu relaţia [6]:

$$V = V_0\left(1 - e^{-\frac{\pi}{3}nv^3t^4}\right)$$

V este volumul de fază solidă cristalizată;
V_0 — volumul aliajului lichid;
n — nr. de germeni de cristalizare formaţi în unitate de timp;
v — viteza liniară de creştere a cristalitelor;
t — durata de cristalizare.

Din figura 11 (curba *1* — $nv^3 = 0{,}5 \cdot 10^{-10}$; *2* — $nv^3 = 1 \cdot 10^{-10}$) rezultă trei zone: zona *I* — viteză de cristalizare mică datorită suprafeţei de contact scăzute între faza solidă şi cea lichidă (nr. de germeni mic); zona *II* — viteză de cristalizare maximă (nr. de germeni mare, suprafaţă de contact mare); zona III — viteză de cristalizare mică (cantitate mică de fază lichidă).

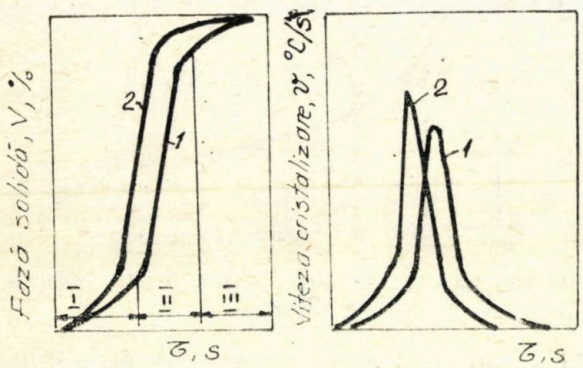


Fig. 11. Variaţia cantităţii de fază solidă în timp, pe cele trei zone cu viteză de cristalizare diferită (*a*) şi variaţia vitezei de cristalizare în timp (*b*)

În figura 12 se arată modul de schimbare a cineticii procesului de cristalizare în condiţiile introducerii microrăcitorilor (curba *1* — 0%; *2* — 2,5%; *3* — 4,5%; *4* — 6% microrăcitori; temperatura de turnare constantă).

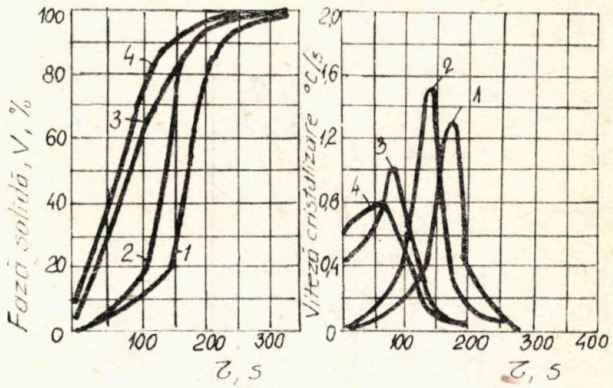


Fig. 12. Cinetica de cristalizare (cantitatea de fază solidă, viteza de cristalizare), în funcţie de timp, pentru diverse cantităţi de microrăcitori (curbele *1*, *2*, *3*, *4*).

Rezultă că prin introducerea microrăcitorilor creşte viteza de critalizare, zona *I* se micşorează, ceea ce demonstrează că numărul de germeni (suprafaţa lor) este mare. Deci, la începutul cristalizării există deja un număr mare de suporţi (germeni omogeni). Cristalizarea este de tip *III*, iar mărimea vitezei de cristalizare la început reflectă cantitatea de fază solidă care se menţine în topitură. Produsul nv^3 din formula de mai sus creşte odată cu cantitatea de microrăcitori (de ex. de la 0,25 la 1,25 $\cdot 10^{10}$).

Cristalizarea de tip *III* determină frînarea creşterii columnare a cristalitelor şi formarea cristalitelor echiaxiale, cu dimensiuni mici şi distanţa dintre ramurile dendritice cu un volum de mărime mai mic.

Microrăcitorii sînt folosiţi de asemenea la tratarea oţelurilor austenitice înalt aliate cu nichel, turnate centrifugal (pentru obţinerea tuburilor), în care se folosesc pulberi din fier (2,3%) şi nichel (3,4%), obţinîndu-se eliminarea structurii columnare (o structură fin granulară) uniformă pe secţiunea punctului piesei [12].

De asemenea, pentru tratarea aliajelor de nichel se foloseşte pulberea rezultată la şlefuirea pieselor dure executate din aceleaşi oţeluri, se folosesc astfel propriile deşeuri [13]. Al_2O_3 conţinut în aceste pulberi (provenit de la deşeurile abrazive din electrocorindon) accentuează efectul modificator [13].

În cazul oţelurilor necalmate, microrăcitorii (0,5—1,5%) determină mărirea crustei compacte de la periferia lingoului şi intensificarea procesului de fierbere [14].

În toate cazurile, micșorarea dimensiunilor grăunților, reducerea sau chiar eliminarea zonei columnare, globulizarea incluziunilor nemetalice, conduc la creșterea substanțială a proprietăților plastice ale oțelurilor (cu 30%).

Folosirea macrorăcitorilor pentru armarea lingourilor și pieselor

Este vorba de realizarea unui proces de solidificare de tip *IV*, cînd microrăcitorii nu se topesc sau se topesc numai parțial. În acest caz particulele sînt denumite și macrorăcitori.

Piesele constau din două aliaje: oțel și macrorăcitori. Cantitatea acestora din urmă poate să ajungă pînă la 50% din masa lingoului, rezultînd nu piese monolit, ci piese armate (compozite) [16].

Pentru aceste scopuri pot fi folosite, în calitate de macrorăcitori, particule cu dimensiuni mai mari, de exemplu bile de rulmenți, cu diametrul cuprins între 5 și 60 mm, în funcție de masa lingoului [17]; de asemenea alice, bucăți de sîrmă etc.

De exemplu, pentru lingouri cu diametrul de 600 mm și masa de 5 t din oțel slab aliat cu crom și vanadiu, au fost folosite bile de 6—9 mm în diametru, în cantitate de 22%.

În cazul cînd macrorăcitorii au temperatură de topire mai mare decît cea a oțelului, aceștia sînt introduși în coloana de oțel din lingotieră sau în jet, încît, sub acțiunea forțelor gravitației (au densitatea mai mare decît a oțelului), se depun treptat la baza coloanei, și creează subrăcirea fazei lichide la interfața cu frontul de solidificare (fig. 13). În jurul fiecărui macrorăcitor se formează un strat de cristalite echiaxiale din oțel, pe care cresc apoi dendritele.

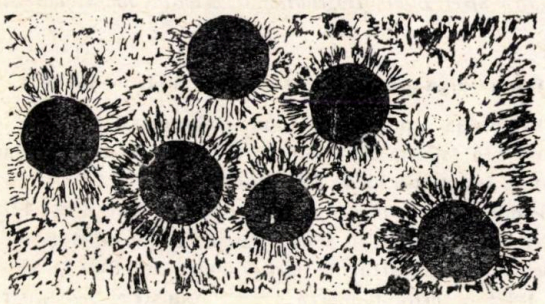


Fig. 13. Macrorăcitori netopiți, introduși în lingouri de oțel pentru eliminarea transcristalizării

Se elimină în acest fel transcristalizarea și se finisează structura axială. O importanță deosebită capătă procedeul la turnarea lingourilor mari de 1 100—2 700 mm diametru, la care zona columnară atinge grosimi de 250—300 mm, iar grăunții echiaxiali au dimensiuni mari, care favorizează segregația zonală axială.

De asemenea, se intensifică și segregația tip *A* (neaxială), ca urmare a micșorării gradientului de temperatură și a vitezei de cristalizare.

În cazul cînd macrorăcitorii au temperatura mai mică decît cea a oțelului, aceștia inițiază în primul moment cristalizarea radială a oțelului (fig. 14, *a*), după care are loc topirea lor completă sau parțială (fig. 14, *b*) (se obțin astfel porțiuni izolate lichide în carcasă solidă) și, în

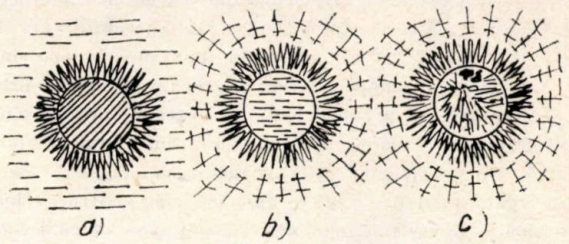


Fig. 14. Macrorăcitori topiți total sau parțial în aliajul lichid

final, are loc solidificarea topiturii provenite din macrorăcitori (fig. 14, *c*), solidificare care are loc în volum închis. Ca urmare, în macrorăcitor apar retasuri, care însă nu influențează negativ proprietățile mecanice ale lingoului și cu atît mai mult ale semifabricatelor laminate (retasurile se sudează la laminare).

Așadar, macrorăcitorii îndeplinesc toate funcțiile microrăcitorilor, dar în plus determină dispersarea retasurii și armarea lingourilor (obținerea lingourilor eterogene).

De menționat că dilatarea macrorăcitorilor la încălzire și topire compensează contracția la solidificare a oțelului lichid din vecinătate și, deci, practic, elimină retasura din partea principală a lingoului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Zatulovskii, S. S. *Turnarea aliajelor cu inoculanți.* Kiev, I.P.L., 1981, p. 3—13.
[2] Leghenciuk, V. I. ș. a. *Termofizica lingoului din oțel.* Kiev, I.P.L., 1980, p. 99—102.
[3] Kutișcev, S. M. *Termofizica lingoului din oțel.* Kiev, I. P. L., 1980, p. 110—114.
[4] Efimov, V. A. ș.a. *Termofizica lingoului din oțel.* Kiev, I.P.L., 1980, p. 3—9.
[5] Kutișcev, S. M. ș.a. *Turnarea aliajelor cu inoculanți.* Kiev, I.P.L., 1981, p. 20—22
[6] Kirievskii, B. A. ș.a. *Turnarea aliajelor cu inoculanți.* Kiev, I.P.L., 1981, p. 42—47.
[7] Salko, V. N. ș.a. *Turnarea aliajelor cu inoculanți.* Kiev, I. P. L., 1981, p. 185—190.
[8] Alenkievici, A. V. ș.a. Idem, p. 140—146.
[9] Dub V. S. ș.a. *Termofizica lingoului din oțel.* Kiev, IPL., 1980, p. 66—70
[10] Juliev, S. I. ș.a. *Termofizica lingoului din oțel.* Kiev, I. P. L., 1980, p. 124—129.
[11] Kitaev, E. M. ș.a. *Termofizica lingoului din oțel.* Kiev, I. P. L., 70—78
[12] Sterling E. Iu., ș.a. *Turnarea aliajelor cu inoculanți,* Kiev, I. P. L., p. 87—93.
[13] Milovanov, I. F. ș.a. *Turnarea aliajelor cu inoculanți.* Kiev, I. P. L., p. 98—105 și p. 198—201
[14] Sapko, N. V. ș.a. *Turnarea aliajelor cu inoculanți.* Kiev, I. P. L, p. 185—190
[15] Menabde R. A. ș.a. *Termofizica lingoului din oțel.* Kiev, I. P. L., p. 61—65.
[16] Medovar, L. B. *Turnarea aliajelor cu inoculanți.* Kiev, I. P. L, p. 183—194.
[17] Paton, B. F. ș.a. *Turnarea aliajelor cu inoculanți.* Kiev, I. P. L, p. 13—19.

Cuptor electric cu arc, cu evacuare excentrică prin fund

Cuptorul electric cu arc, cu evacuare excentrică, pus la punct de societatea Mannesmann Demag Hüttentechnik (Duisburg, R.F.G.), a fost dat cu succes în funcțiune în Danemarca. Instalația de evacuare excentrică prin fund permite întreruperea controlată a procedeului de evacuare prin basculareа cuptorului, în vederea reținerii zgurei sau oțelului lichid din vatră. De aceea, dacă este necesar, oțelul poate fi evacuat fără zgură pentru a ajunge apoi în oală, pentru prelucrare ulterioară. În caz contrar, operațiile pot avea loc cu reziduuri, de exemplu în cazul încărcăturii de burete de fier. Orificiul de turnare, amplasat excentric, poate fi menținut cu ajutorul deschiderii accesibile din exterior.

Printre alte avantaje tehnice și economice se pot enumera:

1. 87% din pereții laterali ai cuptorului pot fi acoperiți cu panouri pentru pereți răcite cu apă, de unde rezultă :

— economii la materiale refractare de pînă la 31 kg/t oțel lichid ;

— economii de pînă la 60% la consumul de materiale compuse de ștampare ;

— o creștere a căldurii recuperabile din apa de răcire de pînă la 27% ;

— o creștere de pînă la 12,5% la capacitatea de menținere în cuptor.

2. Temperatura de evacuare este cu 30°C mai joasă decît în cazul metodelor convenționale de evacuare, datorită jetului scurt, compact de oțel lichid și duratei scurte de evacuare. Aceasta se datorează :

— economiilor de pînă la 3,5% la energia de superîncălzire ;

— economiilor de pînă la 6% la electrozi ;

— reducerii de pînă la 3,5 min/șarjă a timpului de topire ;

— îmbunătățirii duratei de funcționare a fundului cuptorului.

3. Fluxul de evacuare mult mai scurt, mai compact, determinat de o geometrie mai favorabilă a orificiului de evacuare :

— pierderi considerabil reduse ale temperaturii ;

— absorbția gazului considerabil redusă ;

— puritatea îmbunătățită a oțelului în ceea ce privește incluziunile produse în prezența gazului și la dezoxidare ;

— posibilitatea evacuării în oale acoperite ;

— îmbunătățirea duratei de funcționare a căptușelii de pe peretele oalei cu 15% datorită prevenirii eroziunii pereților aterali.

4. Unghiul de basculare a cuptorului este de maximum 15°. Aceasta înseamnă :

— o concepție simplificată a cuptorului ;

— pericol mai redus de rupere a electrozilor.

5. Nu sînt necesare investiții pentru funcționarea unui dispozitiv de închidere a supapei.

6. Dispozitivul amintit poate fi încorporat fără greutate în instalația existentă de elaborare a oțelului datorită unghiului mic de basculare și adaptabilității la instalațiile de transfer al oțelului lichid (poate fi amplasat fie pe axa cuptorului sau perpendicular pe axa cuptorului).

Avantajul acestui cuptor electric cu arc cu evacuare excentrică prin fund, în ceea ce privește costurile de funcționare, duce la punerea la punct a unei instalații cu productivitate ridicată pentru oțeluri speciale și de calitate superioară.

(În : *Steel Times International, Anglia, nr. 2, 1983, p. 48*)

Societatea Maxhütte modernizează operația de turnare continuă

Odată cu construcția noii mașini de turnare în blumuri de către societatea SMS Schloemann-Siemag AG, Societatea Eisenwerk-Gesellschaft Maximilianhütte mbH, R.F.G. face în prezent investiții pentru modernizarea mașinii de turnare continuă cu trei fire, dată în funcțiune în anul 1970.

Societatea Concast Standard AG, Zürich, se va ocupa de modernizare, prin care se vor îmbunătăți producția și calitatea. Modernizarea mai presupune și transformări care duc la reducerea duratei de întreținere și de schimbări ale părților componente cum ar fi noi elemente de ghidare a firului care permit o reglare mai ușoară a tubulaturii pentru stropire.

Producția și calitatea suprafeței firului sînt îmbunătățite prin :

— controlul opritorului complet automatizat pentru turnarea a cinci secțiuni de profile pătrate în domeniul 127—180 mm ;

— instalație cu cristalizor compact MS cu o fază secundară pentru suportul firului, permițînd viteze înalte de turnare ;

— oscilator de înaltă frecvență pentru cristalizor ;

— nou sistem de stropire pentru a permite reglarea optimă a apei de răcire ;

— noul sistem de optimizare a lungimii firului.

(În : *Steel Times International, Anglia, nr. 2, 1983, p. 56*)

Dezvoltarea producției japoneze de table acoperite

Producția japoneză de table zincrometal a crescut de la 3 100 t în 1976 la 207 000 t în 1982 ; în prezent, în Japonia sînt în funcțiune 45 de linii zincrometal.

Producția de aluminiu preacoperit a fost de 14 422 t în 1981 și de 15 499 t în 1982 ; producția de tablă galvanizată preacoperită a scăzut de la 647 000 t în 1981 la 580 000 t în 1982 datorită reducerii cererii industriei de construcții.

Pentru a-și diversifica producția, japonezii vor instala linii mai mici pentru producerea de panouri acoperite destinate aparatelor electrocasnice.

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 8—9, 1983, p. 91E*)

Producția de oțeluri speciale a Japoniei, în anul 1982

Producția de oțeluri speciale a Japoniei a fost în anul 1982 de 13,66 mil. t, cu 3% mai mare față de 1981. Producția de oțeluri inoxidabile a fost de 1,74 mil. t (+ 14%), din care 69% sînt de tip austenitic.

Pentru anul 1983 se prevede o reducere a producției de oțeluri speciale de circa 2%, datorită scăderii cererii industriei constructoare de automobile, precum și a cererii de oțeluri de scule, oțeluri rapide și oțeluri inoxidabile.

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 8—9, 1983, p. 90E*)

Noua linie de galvanizare a tablei subțiri prevopsite de la societatea Kawatetsu Galvanizing Co. Ltd.

O a treia linie de galvanizare a tablei vopsite în prealabil de la societatea Kawatetsu Galvaniteing Co. Ltd., o filială a societății Kawasaki Steel, a început să funcționeze, înlocuind linia nr. 1 de la uzinele Chiba. Tablele din oțel galvanizate prevopsite, preacoperite și tablele laminate la rece preacoperite și colorate sînt utilizate la imobile, în aplicațiile electrice, la automobile, în plus față de utilizările lor obișnuite. Noile utilizări necesită table cu lățimi mai mici, cu o calitate mai bună a suprafeței.

Noua linie, care satisface aceste cerințe diversificate, poate produce 14 000 t pe lună de table galvanizate prevopsite, table colorate laminate la rece și table acoperite rezistente la coroziune pentru automobile. Gama dimensiunii produselor variază între 0,20 și 1,6 mm grosime, 610 și 1 600 mm lățime și pînă la 20 t greutatea unui rulou. Ea utilizează sistemul de coacere a vopselii în cuptor. Calculatoarele asigură automatizarea cu economisirea forței de muncă, iar echipamentul de recuperare a căldurii reziduale conduce la conservarea energiei în noua linie. Insuflarea aerului cald cu o viteză ridicată îmbunătățește eficiența utilizării căldurii, ducînd de asemenea la economisirea energiei.

(În : *Steel Today and Tomorrow, Japonia, nr. 36, 198 3, p. 18*)

Lubrifianți pentru extruziunea țevilor din oțel

În U.R.S.S. s-au dezvoltat o serie de lubrifianți pentru extruziunea țevilor din oțel și a aliajelor din domeniul de temperaturi între 1 000 și 1 250°C. Lubrifianții au diferite compoziții. Semifabricatul se acoperă cu o pulbere minerală, cu granulația sub 0,3 mm, consumul fiind de 1,8 kg/t țeavă. O pulbere de sticlă cristalină, cu o granulație sub 0,4 mm, se presează în cartușe care se amplasează pe matrița de extrudare ; consumul este de cca 5,5 kg/t țeavă. O pulbere din sticlă amorfă cu granulație sub 0,4 mm servește la lubrifierea poansonului ; consumul este de 1,3 kg/t țeavă. Lubrifianții formează pelicule de lubrifiere vîscoase, stabile pe parcursul întregului proces de turnare continuă.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 21, 1983, p. 700—709*)

Societatea Nippon Steel pune la punct laminarea titanului

Societatea Nippon Steel a hotărît începerea laminării și prelucrării titanului, a cărui cerere va crește rapid în sectoarele cu tehnicitate ridicată (aeronautică și industrie nucleară).

Cel mai mare producător de oțel din Japonia intenționează să debuteze în noul an fiscal 1985 cu afaceri legate de capacitățile de producere a oțelului inoxidabil, la uzinele sale de la Muroran și Hikari.

Societatea dorește să devină un producător integrat de materiale industriale, inclusiv de metale neferoase, ca o contramăsură la încetinirea cererii de oțel. Societatea și-a anunțat deja hotărîrea de a intra pe noua piață a materialelor ceramice.

Hotărîrea societății Nippon Steel va stimula probabil societatea Kobe Steel, Ltd., primul producător de titan din Japonia, precum și societatea Sumitomo Metal Industries Ltd., care a înregistrat deja progrese pe piața laminării și prelucrări titanului.

În prezent, Societatea Nippon Steel studiază măsura în care poate produce titanul și sursele de aprovizionare pentru lingourile din titan.

(În : *Steel Times International, Anglia, nr. 2, 1983, p. 5*)

REVISTA REVISTELOR

Metal Progress, S.U.A., nr. 1, 1984

Previziuni privind tehnologia în anul 1984, p. 9 — Tendinţe în tehnologia formării metalelor, p. 13 — Tendinţe în tehnologia îmbinării şi sudării, p. 17 — Tendinţe în tehnologia turnării, p. 27— Tendinţe în tehnologia de prelucrare la cald, p. 31 — Tendinţe în tehnologia de testare şi control, p. 40 — Tendinţe în tehnologia metalurgiei pulberilor, p. 51 — Tendinţe în tehnologia oţelului, p. 60 — Tendinţe în tehnologia metalelor neferoase, p. 73 — Tendinţe în tehnologia superaliajelor, p. 78 — Tendinţe în tehnologia materialelor compozite ceramice şi plastice, p. 89.

Metal Progress, S.U.A., nr. 2, 1984

Oxidul de zirconiu — un nou material de matriţe pentru extruziune la cald, p. 21 — Stadiul actual al procedeelor de protecţie anticorosivă a automobilelor, p. 39.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 1, 1983

Întreţinerea maşinii de turnare continuă a sleburilor de la Burns Harbor Corp., p. 29 — Tehnologie înseamnă oameni, p. 32 — Schimbările din industria oţelului, p. 35 — Insuflarea de cărbune în furnal, p. 38 — Tăierea longitudinală a sleburilor turnate continuu, prin laminare, p. 42 — Modernizarea laminoarelor la rece, p. 50 — Controlul formei benzii şi al profilului, cu ajutorul sistemului Sumitomo de cilindri cu convexitate variabilă, p. 56 — Rezumatul lucrărilor prezentate la conferinţa IISI, p. 64 — Maşina de turnare centrifugă verticală, de la National Roll, p. 70.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 4, 1984

Răcirea semifabricatelor cu secţiune pătrată pe paturi de răcire reversibile şi cu lanţ, p. 169 — Rezultate de exploatare la o instalaţie combinată de decapare şi un laminor tandem, p. 175 — Un nou aparat pentru controlul superficial la o linie de decapare, p. 177 — Fabricarea sculelor de încercare pentru determinarea posibilităţii de fabricare a pieselor pentru caroserii, p. 181 — Procedeu de determinare a carbonului pe suprafaţa oţelului, p. 193 — Bazele metalurgice şi tehnologice ale turnării continue a semifabricatelor din oţeluri speciale, p. 197 — Inginerii siderurgişti în anii '90 — deficit sau supraofertă?, p. 65.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 2, 1984

Întreţinerea echipamentului mecanic la uzina metalurgică Donetk — U.R.S.S., p. 43 — Distanţa dintre cilindri şi profilul benzii la laminarea la rece a benzilor late din aluminiu, p. 45 — Laminor de mare productivitate pentru fabricarea profilelor fine şi sîrmei, p. 46 — Influenţarea calităţii sîrmei laminate, p. 51 — Solicitarea dinamică a laminoarelor şi posibilităţile de protejare împotriva suprasolicitării, p. 54 — Contribuţie la diminuarea zgomotului la angrenajele dinţate, p. 59 — Utilizarea arzătoarelor cu impuls la cuptoarele de recoacere, p. 62 — Răcirea prin vaporizare a şinelor de alunecare şi a grinzilor transversale la cuptoarele cu propulsie, p. 66 — Rezultatele colaborării ţărilor CAER în domeniul metalurgiei neferoase, p. 73.

Ogneuporî, U.R.S.S., nr. 12, 1983

Fabricarea refractarelor din periclazocromit topit, pentru instalaţiile de tratare a oţelului în vid, în afara cuptorului, p. 4 — Refractare periclazocromitice rezistente la uzură din clincher topit, pentru căptuşirea fundului instalaţiilor de tratare în vid a oţelului, p. 6 — Refractare multicorindonice nearse, pentru închizătoarele oalelor de turnare a oţelului, p. 11 — Procedeu de etanşare prin presare a plăcilor pentru închizătoarele cu sertar, p. 13 — Influenţa compoziţiei refractarelor închizătorului cu sertar asupra calităţii oţelurilor pentru rulmenţi, turnate, p. 16 — Prognozarea caracteristicilor de rezistenţă după structura ceramicii refractare, p. 18 — Alegerea materialelor pentru umplutura refractară a cubiloului cu gaze, p. 22 — Studierea adeziunii şi a conductibilităţii oxizilor de aluminiu şi de magneziu, p. 26 — Studiul flotaţiei în stratul fluidizat al magnezitelor din zăcămîntul Sotkin, p. 28 — Îmbogăţirea deşeurilor produselor magnezianospinelice la uzina de dolomită din Nikitovsk, p. 30 — Utilizarea electrozilor tubulari la elaborarea periclazului, p. 32 — Probleme ale dinamicii presării pe presa hidraulică P-907, p. 34 — Experienţa regenerării uleiurilor pentru transformatoare cu ajutorul unei instalaţii mobile, p. 38 — Emanaţii de gaz şi praf la întreprinderile de produse refractare, p. 40 — Studierea stării termice a căptuşelii cuptoarelor de inducţie cu canal, prin procedeul de modelare electrică, p. 42.

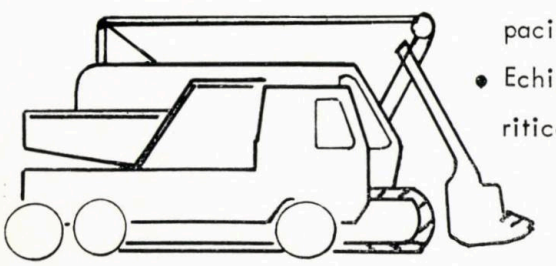
Ogneuporî, U.R.S.S., nr. 1, 1984

Mase de ştampare din corindon solidificate hidraulic pentru instalaţiile de vidare a oţelului, p. 5 — Rezistenţa refractarelor magneziospinelice la evaporare p. 7 — Mărirea rezistenţei căptuşelilor la aparatele de vidare pe plan mondial, p. 11 — Cercetarea procesului de acoperire a canalului de la închizătorul cu sertar la turnarea oţelurilor pentru rulmenţi, p. 14 — Influenţa rugozităţii asupra calităţii suprafeţei plăcilor refractare ale închizătoarelor cu sertare la rectificările cu diamant, p. 18 — Mulitul şi compuşii mulitului, în sistemul Al_2O_3—SiO_2, p. 23 — Rezistenţa electrică şi rigiditatea dielectrică a periclazului din magnezită de Kirghiteisk şi brusitul de Kuldursk, p. 29 — Influenţa lianţilor de fosfaţi asupra formării proprietăţilor de adeziune a soluţiilor refractare, p. 30 — Obţinerea şi unele proprietăţi ale ceramicii poroase de zirconiu nearse, p. 34 — Materiale şi produse refractare termoizolatoare din fibră de sticlă, p. 37 — Presă cu vid cu pinioane pentru formarea produselor cu pereţi subţiri cu profile complicate, p. 44 — Maşină-unealtă semiautomată pentru prelucrarea produselor refractare de mică greutate, p. 46 — Cercetarea regimurilor termice de funcţionare a cuptorului RKZ-4-O-I1, la elaborarea corindonului, p. 48 — Elaborarea şi introducerea formei de organizare a muncii în acord global şi de retribuire a muncii la uzina de refractare din Zaporojie, p. 53 — Experienţa activităţii în domeniul standardizării producţiei de refractare în cadrul CAER, p. 55 — Materiale refractare pentru zonele lăncilor la convertizoarele cu suflare prin fund, p. 59.

INTREPRINDEREA DE UTILAJ GREU PENTRU CONSTRUCȚII
-GALAȚI-

I.U.G.C. - GALAȚI este profilată pentru mecanizarea lucrărilor de construcţii-montaj la obiectivele industriale din ramura metalurgiei situate în Galaţi, Reşiţa, Oţelul Roşu, Călăraşi, Hunedoara, Tîrgovişte, Slatina, Titu şi Ploieşti, fiind dotată în acest scop cu mijloace de mecanizare dintre cele mai moderne.

- Sonete pentru executarea piloţilor de tip Franky.
- Echipamente şi utilaje complete pentru execuţia de coloane forate, cu diametre pînă la 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m.
- Instalaţii pentru executarea de ecrane etanşe din beton cu lăţimea de 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m.
- Automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile, cu capacităţi pînă la 140 t, printre care automacarale cu braţ telescopic între 80 şi 110 t.
- O gamă variată de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare cu care se pot executa lucrări complexe de terasamente şi drumuri, cu execuţia la tarif fizic.
- Instalaţii pentru punerea în operă a betonului, autopompe de beton cu capacităţi pînă la 60 m^3/n, automalaxoare cu capacitatea pînă la 5,5 m^3 etc.
- Echipamente speciale pentru transporturi rutiere grele, agabaritice pînă la 300 t.

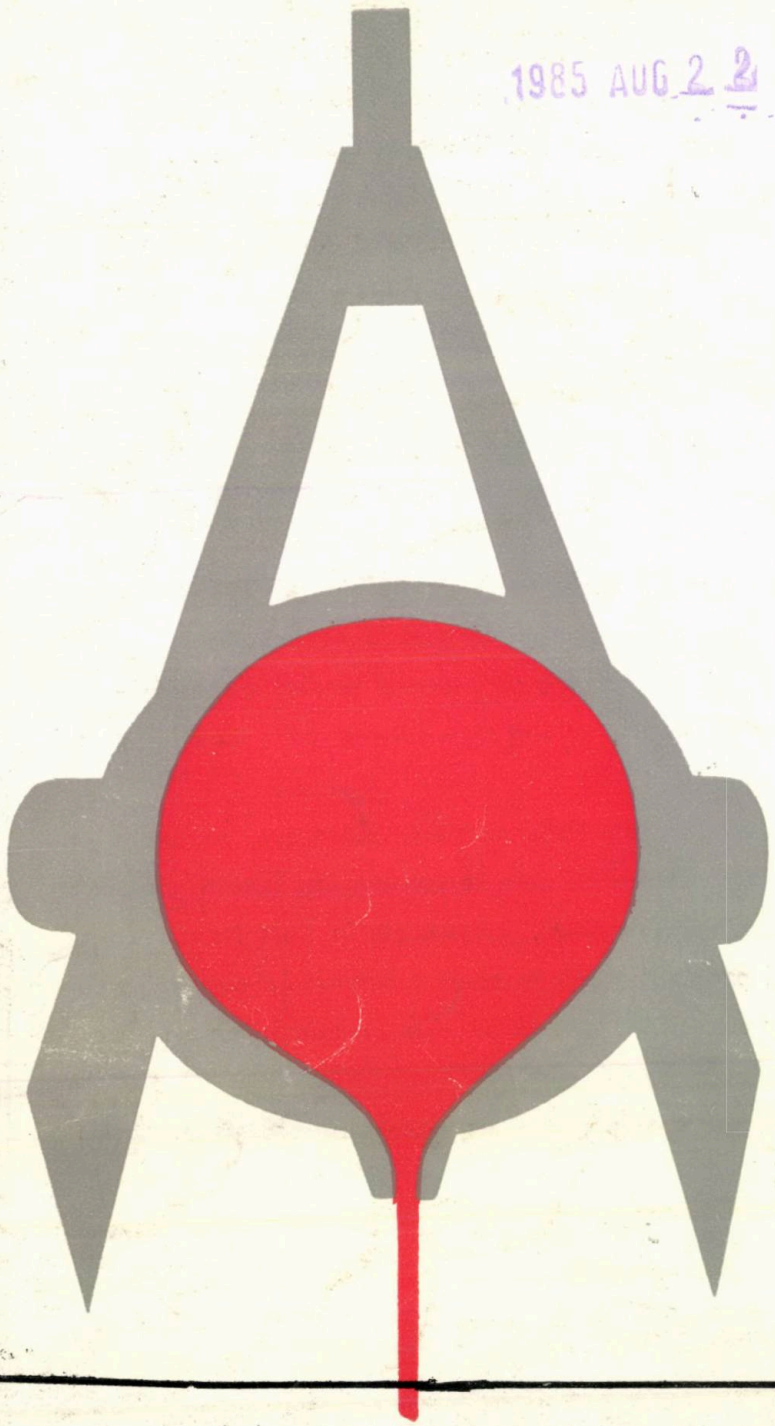


I.U.G.C. - GALAȚI
Şos. Smîrdan nr. 2
Telefon: 30031

Centrul de Cercetari si Proiectari pentru Fabricatie Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi:

1985 AUG 2 2



— studii și lucrări de cercetare

— proiecte și documentații tehnice de execuție

— analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate

C C P F P S

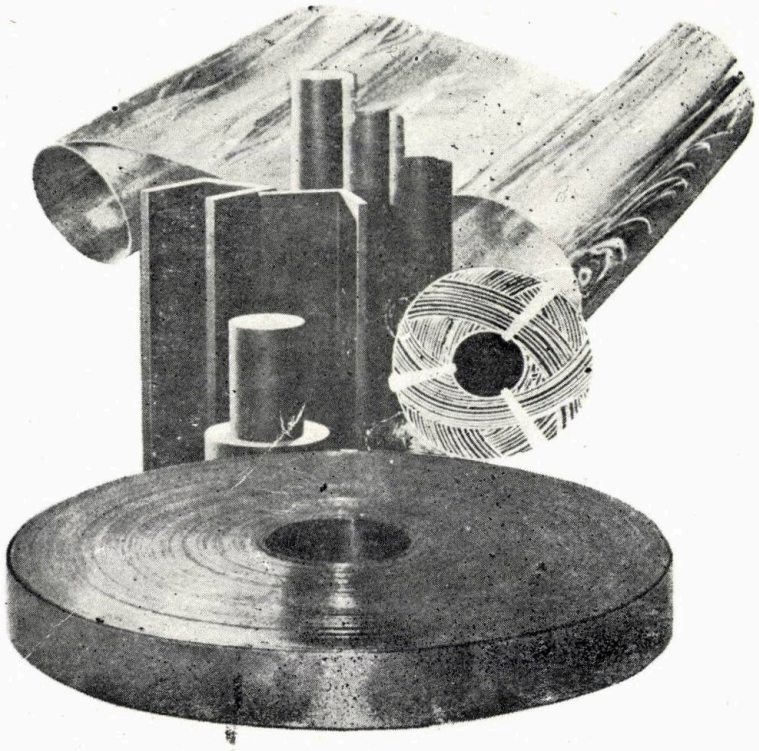
— HUNEDOARA —

F 32180
REFERALVA
1983 JUN 19
Kohászat

METALURGIA

9

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXVI • NR. 9 • SEPTEMBRIE 1984



METALEXPORTIMPORT

FOREIGN TRADE COMPANY
BUCHAREST • ROMANIA

OFFERS :

- steel bars and shapes
- reinforcing steel bars
- cold formed profiles
- carbon and alloy steel
- commercial qualities, shipbuilding and boiler plates
- hot rolled coils
- cold rolled sheets and galvanized coils
- seamless steel line pipes; casing
- longitudinal welded line pipes
- welded black and galvanized steel tubes
- drawn steel wires, prestressed concrete wires and wire ropes
- welding electrodes for carbon and alloy-steels
- wire nails
- industrial and anchor chains
- aluminium and alloyed-aluminium products (ingots, cold rolled sheets and strips, foils, properzi wires)

„METALEXPORTIMPORT"
Bucharest-Romania 23-25, Mendeleev Street
TELEX: 11515 TELEPHONE 620, 621

METALURGIA

Anul 36 Nr. 9 Septembrie 1984

CUPRINS

Voicu, Gh. : **Cercetări privind influența înălțimii stratului de amestec asupra dinamicii procesului de aglomerare sub focar** 441

Cazimirovici, E. și *Vasilescu, Adriana* : **Cercetări privind variația grosimii filmului de lubrifiant în funcție de gradul de reducere aplicat la laminarea benzilor la rece** 445

Crețu, Steliana, Isaic, M.A., Badin, V. și *Tomescu, Georgiana* : **Studiu asupra efectelor determinate de lubrifianții pe bază de MoS_2 în procesul de prelucrare prin deformare plastică a oțelului** 448

Oprea, Fl., Murgulescu, Rodica și *Filitis, Șt.* : **Procedeu de recuperare a metalelor utile din zgurile rezultate în pirometalurgia cuprului prin topire în suspensie** 453

Riposan, I., Chișamera, M. și *Sofroni, L.* : **Contribuții la studiul și elaborarea fontelor cu grafit vermicular (compact)** 456

Nicolae, A., Marinescu, Daniela, Prezescu, C., Nicolae, Maria și *Georgescu, Al.* : **Posibilități de gospodărire a energiei în turnătorii** 464

Bratu, C., Sofroni, L., Cocolaș, S., Bogdan, O., Anghel, M. și *Mărășescu, A.* : **Proiectarea unui calculator analogic electric pentru studiul solidificării lingourilor și pieselor turnate din aliaje feroase și neferoase** . . . 470

Popescu, N., Cazimirovici, E. și *Isac, Mihaela* : **Considerații teoretice și încercări experimentale privind fragilitatea și tratamentele termice ale oțelului feritic cu 25% Cr** 474

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Dumitrescu, Smaranda : **Influența degradării la iradiere a oțelurilor inoxidabile austenitice asupra performanțelor echipamentelor nucleare** 477

Pumnea, C. și *Nica, M.* : **Tehnologii de compactare izostatică a pulberilor și pieselor turnate din aliaje feroase și neferoase** 481

Suciu, M.V. și *Suciu, Valeria* : **Considerații privind deformabilitatea aliajelor de aluminiu de înaltă rezistență** 488

DOCUMENTARE

REVISTA REVISTELOR 491

COLEGIUL DE REDACȚIE

NECULAI AGACHI, PIA BĂLU, GHEORGHE BUJGOI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, TRAIAN DUMITRESCU, MIHAIL ENACHE, SUZANA GĂDEA, CONSTANTIN IONESCU, PETRE MARCU, ION MOLDOVAN, MIHAI NICULESCU, IULIU OVESEA FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, LAURENȚIE SOFRONI — președintele colegiului, CORNEL STĂNESCU, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU, CORNELIU VELINCOV, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București. str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1, Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament : lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

I. P. „Informația" — c. 2382

CONTENTS

DC : 622.785

Voicu, Gh. : **Researches on the influence of the blending layer thickness on the dynamics of the sintering process occuring under the firing chamber**

The paper presents the way to influence the dynamics of the sinter process occuring under the firing chamber and the quality of the sintered products, by the volume of gaseous phase which penetrates in the layer and by the variation of the blending layer thickness.

The authors also establish equations for the mathematical modelling of the process for the calculation of the vertical speed of the sintering process, of the hight and mechanical strength of the sintering layer.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 441—444

DC : 621.891.275

Cazimirovici, E. and *Vasilescu, A.* : **Researches on the variation of lubricant film thickness according to the reduction level applied to cold strip rolling**

The paper presents the results obtained after certain laboratory experiments with a view to determining the lubricant film thickness at the entrance and exit of the deformation area as well as the variation way on the lenght of the contact axle, according to the reduction level applied during cold rolling.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 445—447

DC : 621.892.539.374

Crețu, Steliana, Isaic, A., Badin, V. and *Tomescu, Georgiana* : **A study of the effects of MoS_2 lubricants in steel plastic deformation processing**

On the basis of a statistical analysis, the authors try to establish the relation between MoS_2 structure, used for the preparation of the lubricant, and the composition, temperature and the effects obtained (absorbtion capacity, friction index) in the processing of OLC 45 phosphated parts by cold plastic deformation.

Metalurgia 36(1984), nr. 9, p. 448—452

CD : 669.2/.8.004.86

Oprea Fl., Murgulescu, Rodica and *Filitis, Șt.* : **The recovery process of the useful metals in slags resulting from cooper pyrometallurgy by suspension melting**

The paper presents the copper pyrometallurgical treatment of slags with a view to recovering the useful metals by a hydrometallurgical process. This process is based on the slag treatment with concentrated sulphuric acid and on the solubilization of water-formed sulphates at 80—90°C, under mechanical stirring. Finally, the authors show a practical application of this process.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 453—455

DC : 660.131.7

Ripoșan, I., Chișamera, M. and *Sofroni, L.* : **Contributions to the study of cast iron and ironmaking of vermiculary graphite irons**

The paper presents the main characteristics of the primary and secondary structure of vermiculary graphite irons as well as the authors' contributions to the determination of mechanical, casting, technological and operation characteristics of these irons. The authors also present the results obtained after the use of MODIVER modifiers, belonging to the FeSiCaAlTiMg system, used differently, according to the sulphur content in iron and the maintenance time up to solidification.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 456—463

DC : 621.74 : 621.311.152

Nicolae, A., Marinescu, Daniela, Predescu, C., Nicolae, Maria and *Georgescu, Al.* : **Several possibilities of managing the energy in casting shops**

The authors analyse the possibilities of managing the energy in casting shops on the basis of three main criteria : the choice of the heat installation, the reduction of energy rate inside the installation and the increase of the energy use grade in the whole shop.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 464—469

DC : 621.746.628 : 681.32

Bralu, C., Sofroni, L., Cocolaș, S., Bogdan, O., Anghel, M. and *Mărășescu, A.* : **The design of an electric analogical computer for the study of solidification of ingots and ferrous and nonferrous alloy castings**

The paper presents an electric analogical computer for the study of solidification of ingot and ferrous and nonferrous alloy castings. The authors present the operation flow sheet and constructive sheet of the computer as well as operational data with a view to determining the cooling curves.

This computer offers a series of advantages which are pointed out in the conclusions.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 470—473

DC : 620.178.2 : 539.56 : 621.785

Popescu, N., Cazimirovici, E. and *Isac, Mihaela* : **Theoretical considerations and experimental tests related to the brittleness and the heat treatments of a ferritic steel with 25 %Cr**

The paper presents certain considerations on the different types of brittleness occuring in 25 % Cr conventional ferritic steel products (brittleness at 450°C, brittleness by σ phase, superheating brittleness and rapid cooling, brittleness by susceptibility to notch and high ductile/brittle transition temperature) as well as heat treatments by which this brittleness may be eliminated.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 474—476

DC : 669.14.018.8 : 539.12.04

Dumitrescu, Smaranda : **The influence of damage determined by irradiation on the performances of austenitic stainless steels used in nuclear equipments.**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 477—480

DC : 621.762

Pumnea, C. and *Nica, M.* : **Isostatic compaction technologies for ferrous and nonferous alloy powders and castings**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 481—487

DC : 669.71 : 539.374

Suciu, V. M. and *Suciu, Valeria* : **Considerations on the deformability of high strength aluminium alloys**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 488—490

I N H A L T

DK : 622–785

Voicu, Gh. : **Forschung über den Einfluss der Mischungsschicht auf die Dynamik des Sinterprozesses unter dem Heizraum**

Die Arbeit zeigt die Art in der die Dynamik des Sinterprozesses unter dem Heizraum und die Qualität des erhaltenen Sinters durch die in die Schicht eindringende Gasphase und die Schichtdicke der Mischung beeinflusst werden können. Zugleich wurden mathematische Nachbildungsmodelle aufgestellt für die Berechnung der senkrechten Sintergeschwindigkeit unter dem Heizraum, der Höhe und des mechanischen Widerstandes der Sinterschicht.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 441–444

DK : 621.891.275

Cazimirovici, E. und *Vasilescu, A.* : **Forschung über die Dickenschwankung der Schmierstoffschicht in Abhängigkeit von der Schichtabnahme beim Kaltbandwalzen**

In der Arbeit werden die Forschungsergebnisse einiger Laborversuche angegeben, die vorgenommen wurden zwecks Bestimmung der Schmierstoffschichtdicke beim Ein- und Austritt aus der Verformungszone und dessen Schwankung auf der Achskontaktfläche in Abhängigkeit von der Stichabnahme beim Kaltwalzen.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 445–447

DK : 621.892 : 539.374

Crețu, Steliana, Isaic, A., Badin, V. und *Tomescu, Georgiana* : **Studium über die Wirkung der MoS_2 Schmiermittel bei der Stahlbearbeitung durch plastische Verformung**

Mit Hilfe einer statistischen Analyse wurde eine Wechselwirkung zwischen dem MoS_2 Gefüge des Schmierstoffes, der Zusammensetzung, der Temperatur und den erhaltenen Wirkungen (die Absorbtionsfähigkeit, der Reibungskoeffizient) bei der plastischen Kaltverformung der phosphatischen OLC 45 Stahlteile aufgestellt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 448–452

DK : 669.2/8.004.86

Oprea, Fl., Murgulescu, Rodica und *Filitis, Șt.* : **Verfahren für die Rückgewinnung der brauchbaren Metalle aus den Schlacken der Kupfertrockenmetallurgie durch Ausschwemmungsschmelzung**

Diese Arbeit berichtet über die Behandlung der aus der Kupfertrockenmetallurgie stammenden Schlacken, welche zur hydrometallurgischen Rückgewinnung der brauchbaren Metalle dienen. Dieses Verfahren beruht auf die Behandlung der Schlacke mit konzentrierter Schwefelsäure und die Auflösung der mit Wasser, bei 80–90°C, durch mechanischem Rühren gebildeten Sulfate.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 453–455

DK : 669.131.7

Ripoșan, I., Chișamera, M. und *Sofroni, L.* : **Beiträge zur Erforschung und Herstellung des Roheisens mit Vermikulargraphit**

Die vorliegende Arbeit zeigt die Hauptmerkmale des Haupt- und Sekundärgefüges des Gusseisens mit Vermikulargraphit und stellt die Autorenbeiträge vor zur Ermittlung der mechanischen, verfahrenstechnischen Nutz- und Giessmerkmalen dieser Roheisensorten. Es werden zugleich die Ergebnisse angegeben infolge der Anwendung der Impfstoffe des Typs MODIVER Fe Si Ca Al Ti Mg, die unterschiedlich in Abhängigkeit vom Schwefelgehalt des Gusseisens und der Haltedauer bis zur Erstarrung angewendet werden.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 456–463

DK : 621.74 : 621.311.152

Nicolae, A., Marinescu, Daniela, Predescu, C., Nicolae, Maria und *Georgescu, Al.* : **Die Energiewirtschaft in den Giessereien**

Es werden die Möglichkeiten für die Bewirtschaftung der Energie in den Giessereien auf Grund dreier Hauptkriterien analysiert : die Wahl des thermischen Aggregats, die Senkung des Energieverbrauchs im Innern des Aggregats und die Erhöhung des Nutzungsgrades der Energie in der gesamten Giesserei.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 464–469

DK : 621.746.628 : 681.32

Bratu, C., Sofroni, L., Cocolaș, S., Bogdan, O., Anghel, M., und *Mărășescu, A.* : **Das Planen eines analogischen Elektrorechners für das Studium des Erstarrungsprozesses der Blöcke und Gussteile aus Eisen- und Nichteisenlegierungen**

Die Arbeit stellt einen analogischen Elektrorechner vor für das Studium des Erstarrungsprozesses der Blöcke und Gussteile aus Eisen- und Nichteisenlegierungen. Es werden das Betriebs- und Bauschema des Rechners beschrieben und Daten bezüglich seiner Betriebsweise angeführt, welche zur Berechnung der Abkühlungskurven dienen.

Die Vorzüge des Rechners werden in den Schlussfolgerungen der Arbeit angeführt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 470–473

DK : 620.178.2 : 539.56 : 621.785

Popescu, N., Cazimirovici, E. und *Isac, Mihaela* : **Theoretische Betrachtungen und praktische Versuche über die Brüchigkeit und die Wärmebehandlung des ferritischen Stahles mit 25 % Cr**

In der Arbeit werden einige Betrachtungen über die Brüchigkeit gemacht, die bei üblichen ferritischen Stahlerzeugnissen mit 25 % Cr auftreten (Brüchigkeit bei 475°C, Brüchigkeit bei Überhitzung und schneller Abkühlung, Brüchigkeit durch Kerbempfindlichkeit und durch Übergangstemperatur duktil-brüchig) und über die Wärmebehandlung, durch welche die Brüchigkeit beseitigt werden kann.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 474–476

DK : 669.14.018.8 : 539.12.04

Dumitrescu, Smaranda : **Einfluss des Strahlungsabbaues der austenitischen nichtrostenden Stähle auf die Eigenschaften der Kernausrüstungen.**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 477–480

DK : 621.762

Pumnea, C. und *Nica, M.* : **Isostatische Pressverfahren für Pulvern und Gussteile aus Eisen- und Nichteisenlegierungen**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 480–487

DK : 669.71 : 539.374

Suciu, M.V. und *Suciu, Valeria:* **Betrachtungen über die Verformbarkeit der hochfesten Aluminiumlegierungen**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 488–490

SOMMAIRE

CD : 622.785

Voicu, Gh. : **Recherches sur l'influence de l'épaisseur de la couche de mélange sur la dynamique du processus d'agglomération qui a lieu sous le foyer**

L'auteur présente le mode d'influencer la dynamique du processus d'agglomération et la qualité de l'aggloméré par le volume de la phase gaseuse qui pénètre à travers cette couche et par l'intermédiaire de l'épaisseur de la couche de mélange.

On détermine aussi des équations de simulation mathématique du processus pour calculer la vitesse verticale d'agglomération, l'épaisseur et la résistance mécanique de la couche d'aggloméré.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 441—444

CD : 621.891.275

Cazimirovici, E. et *Vasilescu, A.* : **Recherches concernant la variation de l'épaisseur de la pélicule de lubréfiant en fonction du degré de réduction appliqué au laminage des bandes à froid**

On présente les résultats des expériences de laboratoire en vue de déterminer l'épaisseur du film de lubréfiant à l'éntrée et à la sortie de la zone de déformation de même que la variation en fonction de la longueur de l'axe de contact et du degré de réduction appliqué au cours du laminage à froid.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 445—447

CD : 621.892 : 539.374

Creţu, Steliana, Isaic, A., Badin, V. et *Tomescu, Georgiana* : **Etude sur les effets déterminés par des lubrifiants basés sur MoS_2 dans le processus de traitement plastique de l'acier**

A partir d'une analyse statistique, l'article essaie de déterminer les corrélations qui existent entre la structure du composé MoS_2 utilisé pour obtenir le lubréfiant, la composition, la température et les effets obtenus (la capacité d'absorbtion, le coefficient de friction dans le processus de traitement par déformation plastique à froid des pièces en OLC 45 phosphatées).

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 448—452

CD : 669.2/.8.004.86

Oprea, Fl., Murgulescu, Rodica et *Filitis, Şt.* : **Procédé de récupération des métaux utiles dans les laitiers qui résultent de la pyrométallurgie du cuivre par fusion en suspension**

On présente le traitement des laitiers qui résultent de la pyrométallurgie du cuivre en vue de récupérer les métaux utiles à l'aide d'un procédé hydrométallurgique. Ce procédé s'appuie sur le traitement des laitiers par acide sulphurique concentré et sur la solubilisation des sulphates formés avec de l'eau à la température de 80—90°C sous agitation mécanique. En conclusion on présente aussi une application pratique de ce procédé.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 453—455

CD : 669.131.7

*Ripoşan, I., Chişamera, M.*et *Sofroni, L.* : **Contributions à l'étude et à l'élaboration de la fonte à graphite vermiculaire**

On présente les principales caractéristiques de la structure primaire et secondaire des fontes à graphite vermiculaire, de même que les contributions des auteurs à la détermination des caractéristiques mécaniques, de coulée, technologiques et d'exploitation de ces fontes. On présente aussi les résultats obtenus à la suite des modifications par des modificateurs usuels MODIVER du système FeSiCaAlTiMg, qui sont employés en fonction du contenu de souffre de la fonte et de la durée de maintien jusqu'à la solidification.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 456—463

CD : 621.74 : 621.311.152

Nicolae, A., Marinescu, Daniela, Predescu, C., Nicolae, Maria et *Georgescu, Al.* : **Possibilités de réaliser une économie d'énergie dans les fonderies**

On analyse les possibilités de réaliser une économie d'énergie dans les fonderies à partir de trois critères principaux : le choix de l'installation thermique, la réduction des consommations d'énergie dans l'intérieur de l'installation et le degré d'utilisation de l'énergie au niveau du secteur.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 464—469

CD : 621.746.628 : 681.32

Bratu, C., Sofroni, L., Cocolaş, S., Bogdan ,O., Anghel, M. et *Mărăşescu, A.* : **La projection d'un ordinateur analogique électrique pour l'étude de la solidification des lingots et des pièces coulées en alliages ferreux et non-ferreux**

L'article présente un ordinateur analogique électrique pour l'étude de la solidification des lingots et des pièces coulées en alliages ferreux et non-ferreux. On présente le schéma de fonctionnement et de construction de l'ordinateur de même que les données concernant son fonctionnement afin de déterminer les courbes de refroidissement.

Cet ordinateur offre une série d'avantages qui sont soulignés dans les conclusions de l'article.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 470—473

CD : 620.178.2 : 539.56 : 621.785

Popescu, N., Cazimirovici, E. et *Isac, Mihaela* : **Considérations théoriques et essais expérimentaux sur la fragilité et les traitements thermiques des aciers ferritiques à 25 % Cr**

On présente des considérations sur les types de fragilité caractéristiques pour les produits en aciers ferritiques classiques à 25 % Cr (fragilité à 475°C, fragilité par la phase σ, fragilité de surchauffage et de refroidissement rapide, fragilité par sensibilité à la formation des rainures et à la température de transition ductile /fragile élevée) de même que les traitements thermiques par lesquels cette fragilité peut être éliminée.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 474—476

CD : 669.14.018.8 : 539.12.04

Dumitrescu, Smaranda : **L'influence de la déterioration par irradiation des aciers inoxydables austénitiques sur les performances des équipements nucléaires**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 477—480

CD : 621.762

Pumnea, C. et *Nica, M.* : **Technologies de compaction isostatique des poudres et des pièces coulées en alliages ferreux et non-ferreux**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 481—487

CD : 669.71 : 539.374

Suciu, M.V. et *Suciu, Valeria* : **Considérations concernant la déformabilité des alliages d'aluminium à haute résistance**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 488—490

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 622.785

Войку, Г.: **Исследования относительно влияния высоты слоя смеси на динамику процесса агломерации под топкой**

В работе представлен способ которым можно влиять на динамику процесса агломерации под топкой и на качество полученного агломерата через объем газовой фазы фильтрующей слоем и через высоту слоя смеси.

Также установлены уравнения математического моделирования процесса для расчета вертикальной скорости агломерации под топкой, высоты и механического сопротивления агломерированного слоя.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 441–444

ДК: 621.891.275

Казимировичь, Е. й *Василеску, А.:* **Исследования относительно изменения толщины смазочной пленки в зависимости от степени восстановления, примененной при холодной прокатке полос**

В работе представлены полученные результаты вследствии экспериментов на лабораторном уровне, для определения толщины смазочной пленки при входе и выходе из зоны деформации, а также и способа изменения этой по длине контактной оси и в зависимости от степени примененного восстановления при холодной прокатке.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 445–447

ДК: 621.892 : 539.374

Крецу, Стелиана, Исаик, А., Бадиу, В. и *Томеску, Джеорджиана:* **Изучение относительно эффектов, определенных смазками на основе MoS_2 в процессе обработки стали пластической деформацией**

На основе статистического анализа работа пробует установить соотношения между структурой MoS_2 используемой при изготовлении смазки, состав, температуру и полученные эффекты (абсорбционная способность, коэффициент трения) в процессе обработки пластической холодной деформацией фосфатированных изделий из стали OLC 45.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 448–452

ДК: 669.2/.8.004.86

Опреа, Ф., Мургулеску, Родика и *Филитис, Ш.:* **Способ рекуперации полезных металлов из шлаков в пирометаллургии меди плавкой в взвешанном состоянии**

В работе представлена обработка шлаков в пирометаллургии меди для рекуперации полезных металлов гидрометаллургическим способом. В основе лежит обработка шлаков с концентрированной серной кислотой и растворение сульфатов, образованных с водой при температуре 80–90°C, под механическим перемешивании. В конце работы представлено практическое применение этого способа.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 453–455

ДК: 669.131.7

Рипошан, И., Кишамера, М. и *Софрони, Л.:* **Вклады при изучении и выплавке чугунов с вермикулярным графитом (плотный)**

Работа представляет основные характеристики первичной и вторичной структуры чугунов с вермикулярным графитом, а также и вклады авторов при определении механических, литейных, технологических и эксплуатационных характеристик этих чугунов. Также представлены полученные результаты вследствии изменения модификаторами Modiver, из системы FeSiCaAlTiMg, используемые различно в зависимости от содержания серы в чугуне и выдержке до затвердения

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 456–463

ДК: 621.74 : 621.311.152

Николае, А., Маринеску, Даниела, Предеску, К. Николае, Мариа и *Джеорджеску, А.:* **Возможности хозяйствования энергией в литейных цехах**

Анализируются возможности хозяйствования энергией в литейных цехах на основе трех основных принципов: выбор термического агрегата, снижение энергетических расходов внутри агрегата и повышение степени использования энергии на уровне цеха.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 464–469

ДК: 621.746.628 : 681.32

Брату, К., Софрони, Л., Кокол ш, С., Богдан, О. Ангел, М. и *Мэрэшеску, А.:* **Проектирование электрической вычислительной аналоговой машины для изучения затвердевания слитков и отливок из цветных и черных сплавов**

В работе представлена электрическая вычислительная аналоговая машина для изучения затвердевания слитков и отливок из цветных и черных металлов. Представлены схема работы и конструктивная схема вычислительной машины, а также и данные в связи с ее работой, для определения кривой охлаждения.

Представленная вычислительная машина имеет ряд преимуществ, выявленные в заключении работы.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 470–473

ДК: 620.178.2 : 539.56 : 621.785

Попеску, Н., Казимировичь, Е. и *Исак, Михаела:* **Теоретические соображения и экспериментальные испытания по хрупкости и термические обработки ферритной стали с 25% Cr**

В работе представлены некоторые соображения относительно видов хрупкости, встречающих у изделий из классических ферритных сталей с 25% Cr (хрупкость 475°C, хрупкость фазой, хрупкость перегрева и скоростное охлаждение, хрупкость чувствительностью к надрезу и температура перехода растяжимо/хрупкой повышенной) и термообработки, с помощью которых можно устранить эти чуствительности.

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 474–476

ДК; 669.14.018.8 : 539.12.04

Думитреску, Смаранда: **Влияние разрушения нержавеющих аустенитных сталей при облучении на качественные показатели ядерного оборудования**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 477–480

ДК: 621.762

Пумнеа, К. и *Ника, М.:* **Технологии изостатического уплотнения порошков и отливок из цветных и черных сплавов**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 481–487

ДК: 669.71 : 539.374

Сучю, М. В. и *Сучю, Валериа:* **Соображения относительно деформируемости алюминиевых высокопрочных сплавов**

Metalurgia 36 (1984), nr. 9, p. 488–490

METALURGIA 9

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1984

Cercetări privind influenţa înălţimii stratului de amestec asupra dinamicii procesului de aglomerare sub focar

Dr. ing. Gh. Voicu
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ: 622.785

Obţinerea imediat la ieşirea stratului de amestec de sub influenţa focarului a temperaturii necesare procesului termic din zona de ardere — în condiţiile unei ponderi minime a combustibilului din strat (k_s) — impune ca înălţimea (h) stratului de aglomerare să aibă valori care să asigure preluarea de către aerul rece ce filtrează prin stratul de aglomerat în afara focarului a unei călduri minime asigurării acestei temperaturi. Valori diferite pentru înălţimea (h) stratului de aglomerat se pot obţine prin modificarea condiţiilor de amorsare, precum şi a dinamicii procesului de aglomerare a stratului de amestec, atît timp cît el se află sub influenţa focarului. Dinamica procesului de aglomerare este exprimată prin viteza de înaintare a frontului (W_f) de ardere în strat, viteza verticală de aglomerare (W_{ag}) şi prin viteza benzii de aglomerare (W_b).

Pentru obţinerea în focare a unui strat de aglomerat cu o bună rezistenţă mecanică fără a micşora productivitatea maşinii, este necesar să se realizeze în focar o interdependenţă între viteza frontului de ardere, viteza verticală de aglomerare şi viteza de încălzire a stratului de amestec în concordanţă cu viteza benzii de aglomerare. Dacă instalaţia de amorsare nu realizează această interdependenţă, atunci chiar dacă se obţine o înălţime suficientă pentru stratul de aglomerat, el va avea o rezistenţă mecanică slabă şi productivitatea benzii de aglomerare se diminuează.

Modificarea condiţiilor de amorsare, în vederea obţinerii unei dinamici diferite a procesului de aglomerare în focar, poate fi realizată atît prin folosirea unor straturi de amestec cu o înălţime variabilă, cît şi prin modificarea duratei de amorsare, utilizarea oxigenului, aerului cald, sau a aerului cald îmbogăţit cu oxigen.

Înălţimea (H) stratului de amestec influenţează în mod direct volumul specific al fazei gazoase ($v_{f.g}$) ce filtrează prin stratul ce urmează să fie aglomerat conform relaţiei :

$$v_{f.g} = \frac{P_s \cdot \Delta P_d \cdot S_s}{H} \tag{1}$$

în care :

P_s este permeabilitatea stratului de amestec ;

ΔP_d — depresiunea de sub grătar în zona focarului ;

S_s — suprafaţa stratului de amestec de sub focar.

Volumul fazei gazoase ce filtrează prin strat în perioada de amorsare influenţează înălţimea (h) stratului de aglomerat obţinut după amorsare, conform relaţiei :

$$h = \frac{L_s}{W_b} \cdot W_f = \frac{x}{y} =$$

$$= \frac{L_s \cdot C_0 \cdot v_{f.g} \cdot 10^2}{\alpha_a \cdot W_b \cdot K_s (1 - \mu \cdot 10^{-2}) C_{fix} \cdot \rho_{am}} \tag{2}$$

Înlocuind valoarea lui $v_{f.g}$ din relaţia (1) se obţine :

$$h = \frac{x}{y} \cdot \frac{L_s \cdot C_0 \cdot P_s \cdot \Delta P_d \cdot S_s \cdot 10^2}{\alpha_a \cdot W_b \cdot H \cdot K_s (1 - \mu \cdot 10^{-2}) C_{fix} \cdot \rho_{am}} \tag{3}$$

Din aceste relaţii se observă că la anumite concentraţii ale combustibilului (K_s) şi oxigenului (C_0) şi la o mărime dată a vitezei benzii (W_b) şi lungimii (L_s) a zonei de sinterizare din focar, volumul fazei gazoase ce filtrează prin strat şi viteza de consum a carbonului fix (C_{fix}) conduc la creşterea înălţimii stratului de aglomerat format sub focar. În relaţiile (2) şi (3)

ρ_{am} este densitatea stratului de amestec, α_a, coeficientul de exces al aerului de ardere, x și y, coeficienții stoichiometrici ai reacției de ardere a combustibilului fix, iar μ, umiditatea amestecului de aglomerare.

Îmbunătățirea permeabilității stratului și creșterea depresiunii sub grătar, odată cu creșterea înălțimii stratului de amestec pot conduce — conform relației (1) — la aceeași valoare a volumului fazei gazoase filtrate prin stratul de amestec. Menținerea constantă a factorilor P_s și ΔP_d poate pune în evidență influența înălțimii stratului de amestec asupra dinamicii procesului de aglomerare. De aceea, cercetările care s-au efectuat au fost orientate pentru a pune în evidență influența înălțimii stratului de amestec asupra dinamicii procesului de aglomerare sub focar — exprimată prin factorii (h și W_{ag}) — și asupra calității aglomeratului obținut, exprimată prin fracția ± 5 mm și conținutul de FeO.

Cercetări experimentale și aparatura utilizată

Cercetările au fost efectuate folosind minereuri, concentrate, combustibili și rețete utilizate la fabricile de aglomerare din R.S.R., pe o instalație (fig. 1), prevăzută cu o ceașcă de aglomerare cu capacitatea de 40 kg și dimensiunile 280 × 280 × 480 mm. Amorsarea procesului de aglomerare s-a făcut cu ajutorul unui focar mobil prevăzut cu arzător în boltă, lungimea flăcării a fost corelată cu înălțimea focarului și înălțimea stratului de amestec. Aspirația fazei gazoase prin stratul de amestec de aglomerare s-a realizat cu ajutorul unui exhaustor, avînd o presiune maximă de 1 250 mm H_2O, iar sub grătar s-a realizat o depresiune de 740—750 mm H_2O. Pentru pregătirea prealabilă a amestecului de aglomerare, s-a folosit un micropeletizor de tip disc cu diametrul de 600 mm.

Rezistența mecanică a stratului de aglomerat cu înălțimea (h), obținut la sfîrșitul duratei de amorsare prin întreruperea procesului de aglomerare, s-a determinat cu o tobă Micum de tip redus, cu diametrul de 500 mm și lungimea de 200 mm. În tobă s-a reintrodus 0,5 kg aglomerat cu dimensiunea cuprinsă între 8 și 20 mm. Durata determinării a fost de 10 min, toba rotindu-se cu o viteză de 45 rot/min. Indicele de rezistență al determinării îl reprezintă fracția +5 mm.

Cercetările au fost efectuate pentru valori ale înălțimii stratului de amestec de 350, 400 și 450 mm, o depresiune sub grătar de 750 mm H_2O, durate ale procesului de amorsare de 2; 3; 5 și 7 min și ponderi ale combustibilului solid (K_s) în amestecul de aglomerare de 4,55; 4,90 și 5,25%. Rezultatele cercetărilor sînt prezentate în diagrame.

În figurile 2 și 3, *a* este prezentată influența înălțimii stratului de amestec asupra vitezei verticale de aglomerare (W_{ag}) și asupra înălțimii (h) a stratului de aglomerat obținut la sfîrșitul duratei de amorsare, prin întreruperea procesului de aglomerare.

Din diagramele prezentate se constată o creștere a vitezei de aglomerare prin micșorarea duratei de amorsare, valorile maxime obținîndu-se pentru înălțimi ale stratului de 400mm. Diminuarea vitezei de aglomerare pentru înălțimi mai mari de 400 mm se datoresc micșorării volumului specific al fazei gazoase ce filtrează prin strat (1). Micșorarea lui $v_{f.g}$ se datorește instalației experimentale utilizate, la care nu s-a putut mări depresiunea sub grătar peste 750 mm H_2O.

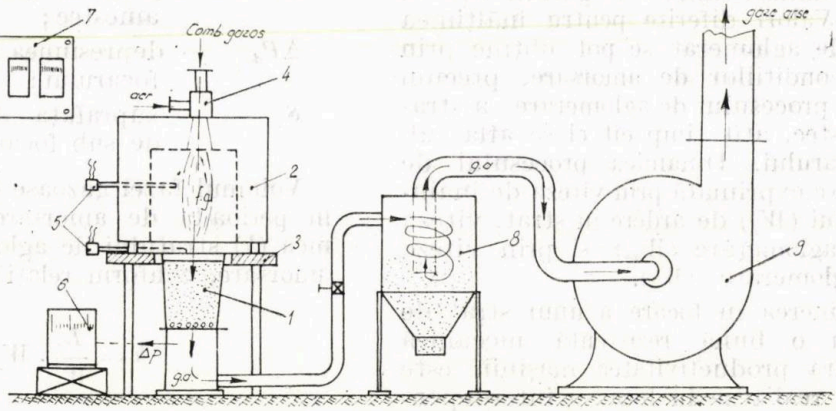


Fig. 1. Schema instalației de cercetare:
1 — ceașcă de aglomerare; *2* — focar de amorsare; *3* — suportul focarului; *4* — arzătorul focarului; *5* — termocupluri Pt—Pt Rh pentru măsurarea temperaturii în focar și la suprafața stratului de amestec; *6* — traductor de presiune; *7* — panou cu aparate de măsură; *8* — ciclon; *9* — exhaustor

Reducerea duratei de amorsare, pentru K_s = 5,25% de la 7 la 2 min (fig. 2), asigură o creștere a vitezei verticale de aglomerare cu 30—35%, dar și o reducere a înălțimii (h) a stratului de aglomerat sub 40 mm. Calculele care s-au efectuat cu ajutorul relațiilor din capitolul 2 din lucrarea [1], cu privire la schimbul de căldură între aerul de răcire și stratul de aglomerare format la finele focarului de amorsare,

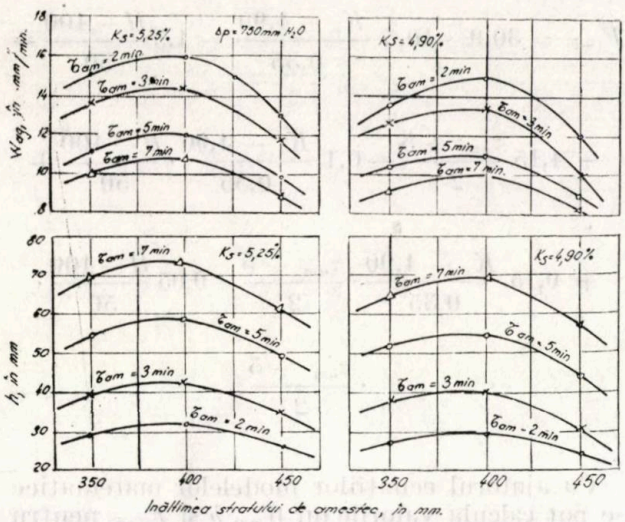


Fig. 2. Influenţa înălţimii stratului de amestec asupra dinamicii procesului de aglomerare pentru $K_s = 5{,}25\,\%$ şi $4{,}90\,\%$

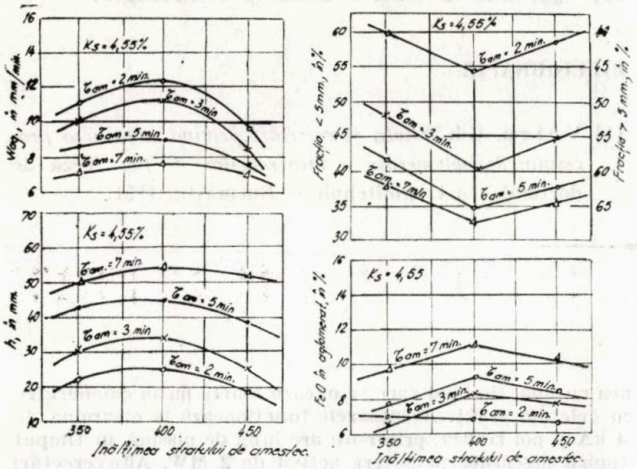


Fig. 3. Influenţa înălţimii stratului de amestec asupra dinamicii procesului de aglomerare (a) şi calităţii aglomeratului(b) pentru $K_s = 4{,}55\,\%$

au dovedit că înălţimea minimă a stratului de aglomerat trebuie să fie de 40—45 mm,aceasta pentru a asigura temperatura minimă necesară zonei de ardere în stratul de amestec, la o pondere $K_s = 5{,}25\,\%$.

Creşterea înălţimii (h) stratului de aglomerat peste aceste valori, obţinută prin creşterea duratei de amorsare, contribuie la reducerea ponderii combustibilului solid în stratul de amestec, dar şi la reducerea productivităţii maşinii de aglomerare. Deci, creşterea valorii lui (h) să nu se realizeze printr-o durată de amorsare mai mare sau creşterea valorii lui H peste 400 mm, ci prin îmbogăţirea în oxigen a fazei gazoase, mărindu-se astfel viteza de înaintare a frontului de ardere în strat. În concluzie, se poate afirma că înălţimea stratului de amestec îmbunătăţeşte dinamica procesului de aglomerare sub focar, numai atunci cînd este corelată cu depresiunea de sub grătar.

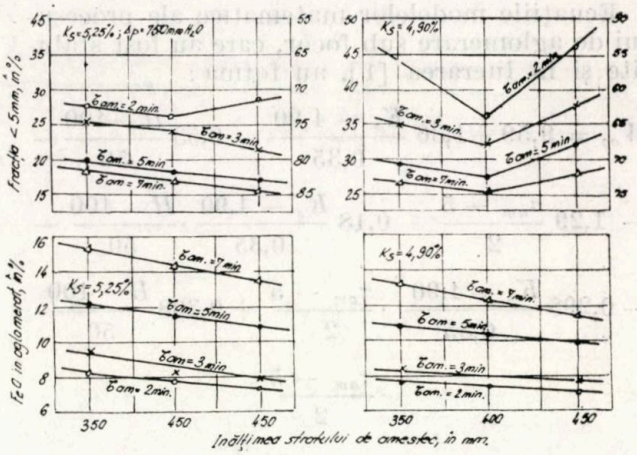


Fig. 4. Influenţa înălţimii stratului de amestec asupra calităţii aglomeratului obţinut în focar pentru $K_s = 5{,}25$ şi $4{,}90\,\%$

Rezistenţa mecanică a aglomeratului exprimată prin fracţia (± 5 mm) se îmbunătăţeşte de asemenea pentru înălţimi ale stratului de amestec de 400 mm (fig. 3, b şi 4), iar la valori peste 400 mm ea se înrăutăţeşte. Scăderea rezistenţei aglomeratului poate fi explicată prin necorelarea care se creează între viteza de aglomerare (W_{ag}) şi viteza de înaintare a frontului de ardere (W_f), necorelare datorată micşorării volumului fazei gazoase ce filtrează prin stratul de amestec, deoarece depresiunea de sub grătar (ΔP_d) rămîne constantă, iar înălţimea (H) stratului de amestec se măreşte (1). Micşorarea conţinutului de FeO în aglomerat înrăutăţeşte rezistenţa mecanică, dar se obţine creşterea reductibilităţii aglomeratului.

Stabilirea unor modele matematice ale procesului de aglomerare sub focar a constituit preocuparea de bază a autorului cînd a efectuat această cercetare. Neluînd în considerare influenţa minimă a factorilor secundari, care determină dinamica procesului de aglomerare şi rezistenţa aglomeratului, ci numai a factorilor principali de influenţă — ponderea combustibilului solid în strat (K_s), înălţimea (H) stratului de amestec şi durata de amorsare (τ_{am}) — modelul matematic va fi de forma:

$$y = f(K_s,\ H,\ \tau_{am}) \qquad (4)$$

unde y reprezintă variabila cercetată care, în condiţiile menţinerii constante a vitezei benzii maşinii de aglomerare, este:

$$y_1 = W_{ag}\ [\text{mm/min}];\quad y_2 = h\,[\text{mm}];$$

$$y_3 = F_{(-5)}\ [\%]$$

$F_{(-5)}$ reprezintă rezistenţa mecanică a aglomeratului.

Ecuațiile modelelor matematice ale procesului de aglomerare sub focar, care au fost stabilite și în lucrarea [1], au forma :

$$W_{ag} = 9{,}59 + 1{,}36\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35} - 0{,}53\,\frac{H-400}{50} - 1{,}29\,\frac{\tau_{am} - 5}{2} - 0{,}18\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35}\cdot\frac{H-400}{50} - 0{,}298\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35}\cdot\frac{\tau_{am} - 5}{2} + 0{,}308\,\frac{H-400}{50}\cdot\frac{\tau_{am} - 5}{2}$$

$$h = 45{,}5 + 6{,}25\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35} - 2{,}0\,\frac{H-400}{50} + 1{,}30\,\frac{\tau_{am} - 5}{2} - 1{,}25\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35}\cdot\frac{H-400}{50} + 1{,}25\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35}\cdot\frac{\tau_{am} - 5}{2} + 0{,}50\,\frac{H-400}{450}\cdot\frac{\tau_{am} - 5}{2}$$

$$F_{(-5)} = 30{,}9 - 10{,}5\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35} - 1{,}5\,\frac{H-400}{50} - 4{,}15\,\frac{\tau_{am} - 5}{2} - 0{,}1\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35}\cdot\frac{H-400}{50} + 0{,}75\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35}\cdot\frac{\tau_{am} - 5}{2} - 0{,}05\,\frac{H-400}{50}\cdot\frac{\tau_{am} - 5}{2}$$

Cu ajutorul ecuațiilor modelelor matematice se pot calcula valorile lui W_{ag}, h și $F_{(-5)}$ pentru diferite valori ale variabilelor independente (K_s, H, τ_{am}) dar în limite admise tehnologic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Voicu, Gh. *Studii și cercetări privind amorsarea procesului de aglomerare a minereurilor de fier.* Teză de doctorat, Inst. politehnic — București, 1981.

DOCUMENTARE

Raport IISI despre consumul de energie în industria siderurgică

Institutul Internațional pentru Industria Siderurgică (IISI) a publicat rapoartele seminarului asupra energiei, care s-a ținut între 14 și 15 februarie 1983. Apărut sub titlul „Oțelul și energia — rapoarte ale seminarului" în limba engleză, raportul conține toate expunerile susținute cu prilejul seminarului organizat de Comisia tehnică a IISI.

În prima ședință s-a dezbătut raportul IISI cu tema „Energia și industria siderurgică", care este tratat detaliat și s-au prezentat statistici privind energia în industria siderurgică.

În a doua ședință s-au ținut 25 de referate și expuneri asupra economiei de energie în cocserii, la aglomerare, la convertizoarele cu insuflare de oxigen prin partea de sus, la cuptoarele electrice cu arc și la laminarea la cald.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 9, 1984, p. 442*)

Cuptoare cu plasmă de curent alternativ trifazat pentru procesele metalurgice

Arzătoarele cu plasmă de curent alternativ sînt indicat pentru topirea și încălzirea oțelului și metalelor neferoase și permit prelucrarea materialelor de încărcare cu granulație fină, fără aglomerare. Institutul de cercetări Krupp, din Essen, a dezvoltat astfel de arzătoare, pe care în prezent le testează, inclusiv procesul de topire într-un cuptor cu plasmă de curent alternativ trifazat, cu o capacitate de 3 t. Încercările de topire s-au efectuat cu deșeuri de oțel și burete de fier.

Arzătoarele cu plasmă acționate cu curent trifazat sînt răcite cu apă și au un electrod din wolfram, răcit de asemenea cu apă, electrod care se uzează foarte puțin comparativ cu cele din grafit. Arzătoarele funcționează la o sarcină de 4 kA și pot realiza, printr-un arc lung de plasmă, în timpul topirii deșeurilor, o putere activă de 2 MW. Alte cercetări în direcția dezvoltării vizează creșterea pînă la sfîrșitul puterii de ardere la 6 kA (în anul 1984) și pînă la 12 kA (în anul 1986).

Pentru început se prevede ca noile arzătoare cu plasmă și curent alternativ să fie folosite în industria siderurgică la cuptoarele de topire a deșeurilor și la cuptoarele oală cu plasmă.

În prezent se află în fază de proiectare o astfel de instalație cu plasmă și curent trifazat, cu o capacitate de 10 t, la firma Krupp Stahl AG, uzina din Giegen.

Arzătoarele cu plasmă care funcționează cu curent alternativ au față de electrozii de grafit mai multe avantaje : o izolare bună a gazului ; gazul de plasmă împiedică nitrurarea topiturii prin azotul din aer, nu mai există nici pericolul carburării datorită grafitului electrozilor ; o funcționare care protejează zidăria prin amplasarea arzătorului cu plasmă în apropierea centrului oalei și prin arcurile stabile din punct de vedere al direcției și formei. Arzătoarele care funcționează cu argon produc o atmosferă inertă în cuptor și au de aceea o rată de scoatere ridicată. Deoarece arzătoarele cu plasmă și curent alternativ permit o topire din interior spre exterior care protejează pereții, cheltuielile pentru materialele refractare sînt comparabile cu cele ale unui cuptor electric cu arc. Pe baza altor lucrări de dezvoltare vor putea fi create în anii '80 cuptoare de topire cu plasmă și curent alternativ trifazat, cu o capacitate de 50 t.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 9, 1984, p. 421*)

Conf. dr. ing E. Cazimirovici
și ing. Adriana Vasilescu
Institutul politehnic — București

Cercetări privind variația grosimii filmului de lubrifiant în funcție de gradul de reducere aplicat la laminarea benzilor la rece

CZ: 621.891.275

Lucrarea de față își propune să studieze influența reducerii relative asupra grosimii filmului de lubrifiant, în condițiile laminării la rece a benzilor din oțel.

Pentru scăderea valorii coeficientului de frecare, la deformarea plastică la rece se folosesc unsori tehnologice, care formează un strat intermediar între suprafața corpului deformat și suprafața sculelor de deformare, asigurindu-se astfel condițiile frecării lichide, semilichide sau în film de lubrifiant.

Pentru cazul frecării lichide, forța necesară învingerii frecării interne din stratul de lubrifiant este dată de relația lui Newton [1]:

$$T = \eta \frac{v}{\xi_1} \cdot S$$

sau

$$\tau = \eta \frac{v}{\xi_1}$$

în care:

- τ este forța specifică sau tensiunea de frecare;
- S — secțiunea suprafeței de contact;
- η — viscozitatea unsorii tehnologice (lubrifiantului);
- v — viteza de alunecare între suprafețele de contact;
- ζ_1 — grosimea filmului de lubrifiant.

Deci, creșterea vitezei relative de alunecare produce creșterea forței de frecare, dar, în același timp, antrenîndu-se o cantitate mai mare de lubrifiant în zona de deformare, va crește grosimea filmului, respectiv valoarea forței de frecare va scădea.

Totuși procesul de frecare se desfășoară în condiții mult mai bune dacă filmul de lubrifiant este cît mai subțire. Astfel, Deriaghin [2] a constatat că forța de frecare practic nu variază în funcție de viteză, chiar dacă aceasta se modifică într-un interval larg de valori, dacă grosimea peliculei de lubrifiant este mai mică de 0,1 μm.

Grosimea filmului de lubrifiant este direct proporțională cu viscozitatea acestuia, cu viteza periferică a cilindrilor de laminare și cu viteza de intrare a benzii în zona de deformare și invers proporțională cu unghiul de prindere și limita de curgere a materialului laminat (deci și cu duritatea laminatului), după cum rezultă din relația [2]:

$$\xi_0 = \frac{3\eta\,(v + v_0)}{\alpha(m\sigma_c - \sigma_0)}$$

în care:

- ζ_0 este grosimea stratului de lubrifiant la intrarea în zona de deformare;
- η — coeficientul de viscozitate;
- v — viteza periferică a cilindrilor;
- v_0 — viteza de intrare a benzii în focarul de deformare;
- α — unghiul de prindere;
- σ_c — limita de curgere a materialului;
- σ_0 — tensiunea de tracțiune aplicată capătului din spate al benzii;
- m — coeficientul ce ține seama de material.

Avînd în vedere că unghiul de prindere în cazul laminării la rece are valori sub 6°, se poate calcula cu relația $\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$; în funcție de aceasta, grosimea stratului de lubrifiant se poate exprima și în funcție de reducerea aplicată și diametrul cilindrilor:

$$\xi_0 = \frac{3\eta(v + v_0)}{\sqrt{\frac{\Delta h}{R}}(m\sigma_c - \sigma_0)}$$

Rezultă deci că grosimea stratului de lubrifiant crește de asemenea cu mărimea diametrului cilindrilor de laminare și cu micșorarea valorii reducerii absolute.

Dacă se va aplica o tracțiune capătului din spate al benzii, cu atît aceasta va fi mai mare și se va îmbunătăți antrenarea lubrifiantului în focarul de deformare și grosimea filmului va crește.

Formula dată pentru ζ_0 duce la rezultate substanțial reduse față de cele reale, datorită faptului că în deducerea ei nu s-a ținut seamă de dependența viscozității de presiune.

Între valoarea grosimii filmului de lubrifiant la ieșirea din focarul de deformație (ζ_1) și (ζ_0) există următoarea relație (fig. 1):

$$\xi_1 = \xi_0 \frac{\lambda + 1}{2\lambda}$$

în care λ este coeficientul de alungire. Rezultă că ξ_1 va depinde de aceiași factori și în același mod ca și ξ_0.

Utilajul și aparatura de cercetare

Pentru laminarea experimentală s-a folosit un laminor cu o cajă de Ø 150 mm, puterea motorului de acționare de 40 kW, iar viteza de laminare de 0,5 m/s.

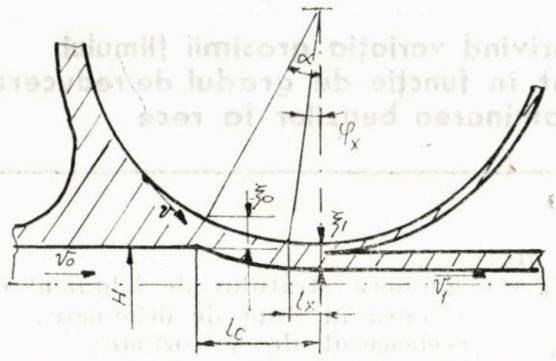


Fig. 1. Geometria zonei de deformare la laminarea la rece cu lubrifiere

Pentru cîntăririle efectuate s-a folosit o balanță analitică cu o precizie de $\pm 5.10^{-3}$ g, iar densitatea unsorii tehnologice folosite a fost determinată cu ajutorul unui picnometru de 25 cm^3.

Materialul experimentării

Probele cu care s-a realizat experimentul au fost tăiate din bandă laminată la cald de 2,7mm grosime din oțel de ambutisare (C < 0,08 %, Mn < 0,4%, Si < 0,1 %), folosită pentru fabricarea caroseriei auto OLTCIT, cu următoarele proprietăți : $R \leqslant 35$daN/mm^2 ; $R_c \leqslant 23$daN/mm^2 ; $A_5 \geqslant 36$ %.

Lubrifiantul folosit a fost un ulei mineral cu densitatea determinată experimental de $\gamma = 0{,}8922$ g/cm^3.

Metodica de cercetare

Pentru a determina grosimea filmului de lubrifiant, s-a folosit metoda amprentei unei picături de lubrifiant, procedîndu-se astfel : pe probele degresate cu tiner s-a depus o picătură de lubrifiant (de masă cunoscută) cu ajutorul unei pipete. Prin cîntărirea pipetei (plină și după aplicarea fiecărei picături pe proba de experimentat) și, făcîndu-se diferența în mod succesiv, s-a obținut masa fiecărei picături de lubrifiant, de pe fiecare probă, care este egală și cu masa (M_f) a filmului de lubrifiant realizat în timpul laminării, iar volumul filmului rezultă din relația :

$$V_f = \frac{M_f}{\gamma}$$

Probele de bandă de 2,7 × 100 × 300 mm, cu picătura de lubrifiant aplicată în centrul suprafeței, au fost laminate cu gradul de reducere între 2 și 16 %.

După laminare, pe fiecare probă a rămas imprimată urma filmului de lubrifiant (fig. 2), format din picătura depusă, a cărei suprafață a fost determinată prin planimetrie. Din volumul picăturii de lubrifiant și suprafața amprentei de pe proba (S) s-a obținut grosimea filmului (ξ_1) în secțiunea de ieșire a laminatului dintre cilindri :

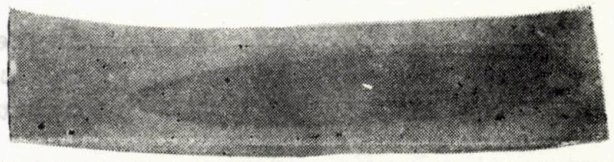


Fig. 2. Aspectul unei probe laminate cu amprenta picăturii de lubrifiant

$$\xi_1 = \frac{V_f}{S}$$

Cu valorile obținute pentru ζ_1, s-au trasat graficele $\xi_1 = f(\varepsilon)$ și $\xi_0 = f(\varepsilon)$, determinîndu-se și ecuațiile dreptelor de variație (fig. 3 și 4).

Grosimea filmului de lubrifiant la intrarea în zona de deformare s-a determinat analitic în funcție de ξ_1 și gradul de reducere aplicat :

$$\xi_0 = \xi_1 \frac{2\lambda}{\lambda + 1} = \xi_1 \frac{2}{2 - \varepsilon}$$

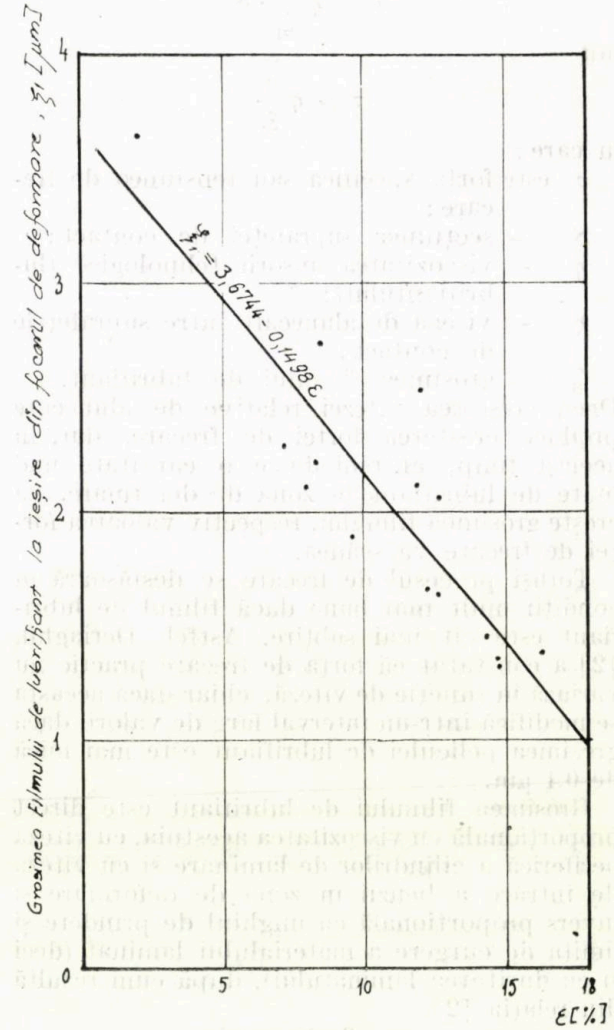


Fig. 3. Variația grosimii filmului de lubrifiant la ieșirea din zona de deformare, în funcție de gradul de reducere aplicat

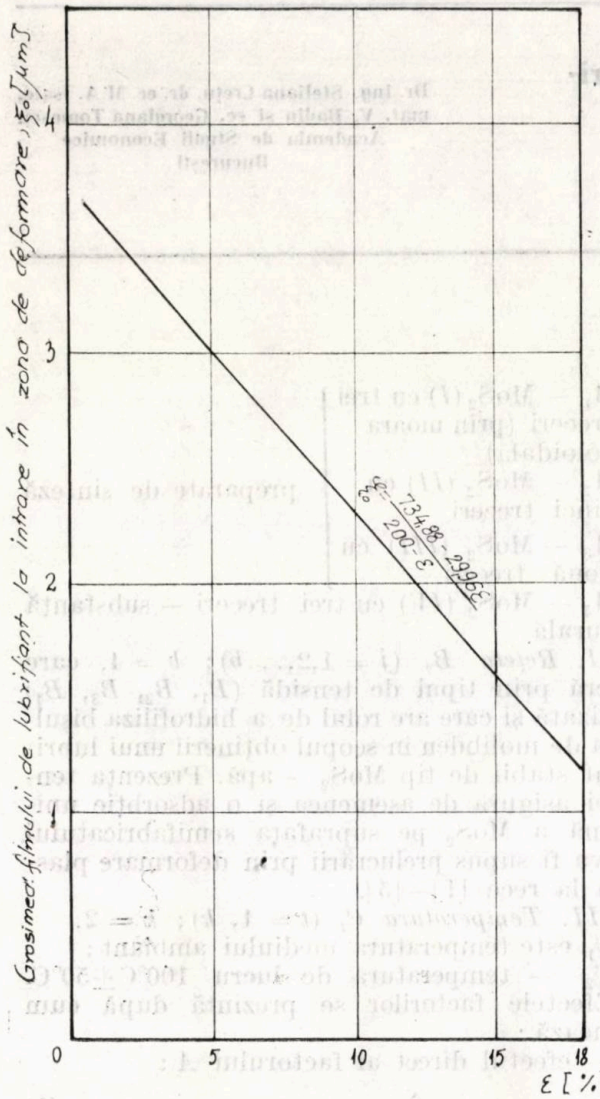


Fig. 4. Variaţia grosimii filmului de lubrifiant la intrarea în zona de deformare, în funcţie de gradul de reducere aplicat

Cunoscindu-se grosimea filmului de lubrifiant la ieşirea din zona de deformare, se poate determina în continuare şi modul de variaţie a grosimii filmului de lubrifiant pe lungimea arcului de contact între laminat şi cilindru (fig. 1) :

$$\xi_x = \xi_1 \frac{2}{2-\varepsilon_x} = \xi_1 \frac{2}{2-\frac{\varphi_x^2 R}{H}} = \xi_1 \frac{2}{2-\frac{l_x^2}{RH}}$$

în care :

ε_x este reducerea relativă în fiecare punct de pe lungimea zonei de deformare $\left(\varepsilon_x \in \left[0, \frac{H-h}{H}\right]\right)$;

φ_x — unghiul ce caracterizează fiecare punct de pe arcul de contact dintre laminat şi cilindri ($\varphi_x \in [0, \alpha]$) ;

l_x — lungimea arcului de contact corespunzătoare unghiului φ_x ($l_x \in [0, l_c]$) ;

R — raza cilindrului de lucru ;

H — grosimea iniţială a laminatului.

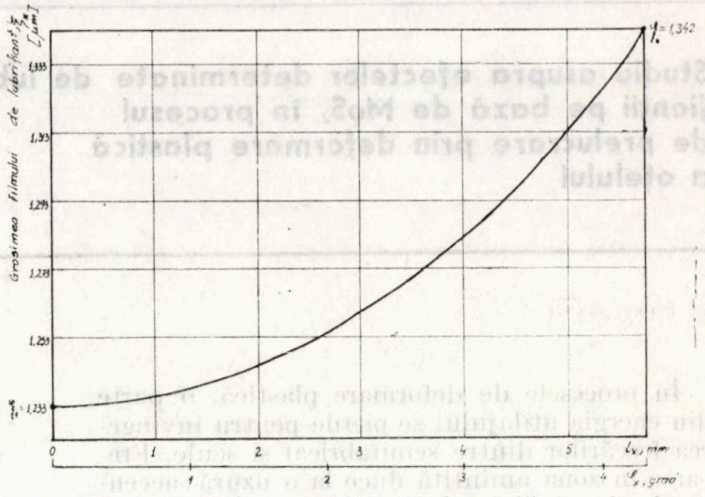


Fig. 5. Variaţia grosimii filmului de lubrifiant pe lungimea axului de contact, în cazul laminării cu un grad de reducere de 16,3 %

Pe baza relaţiei obţinute mai sus s-a trasat şi curba de variaţie a grosimii filmului de lubrifiant pe lungimea zonei de formare (fig. 5) pentru cazul unei singure probe, cea corespunzătoare gradului de reducere maxim realizat ($\varepsilon = 16{,}3\,\%$).

Concluzii

Din examinarea rezultatelor cercetării experimentale au reieşit următoarele :

— pe măsură ce reducerea aplicată creşte în intervalul 2,2—16,3 %, grosimea filmului de lubrifiant la ieşirea din zona de deformare, ξ_1, scade continuu după o ecuaţie de forma :

$$\xi_1 = 3{,}6744 - 0{,}1498\ \varepsilon,\ \mu m$$

— intensitatea scăderii grosimii filmului de lubrifiant în intervalul de reduceri studiat este de :

$$\Delta\xi_1 = \frac{(\xi_1)_{\varepsilon\,min} - (\xi_1)_{\varepsilon\,max}}{\varepsilon_{max} - \varepsilon_{min}} = 0{,}148\ \mu m/\%\,\varepsilon$$

— variaţia grosimii filmului de lubrifiant la intrarea în zona de deformare, (ξ_0), în funcţie de reducerea aplicată, este asemănătoare cu cea a grosimii filmului de lubrifiant la ieşirea din zona de deformare (ξ_1), adică pe măsura creşterii reducerii aplicate, în intervalul studiat, ξ_0 scade liniar, după următoarea ecuaţie :

$$\xi_0 = \frac{734{,}88 - 29{,}96\,\varepsilon}{200 - \varepsilon}$$

— variaţia grosimii filmului de lubrifiant pe lungimea zonei de deformare este similară cu variaţia reducerii în fiecare punct de pe lungimea arcului de contact dintre laminat şi cilindri.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cazimirovici, E. *Teoria deformării plastice.* Bucureşti, E.D.P., 1981.

[2] Grudev, A.P. *Vneşnee trenie pri prokatke.* Moscova, Metallurghiia, 1973.

Studiu asupra efectelor determinate de lubrifianții pe bază de MoS_2 în procesul de prelucrare prin deformare plastică a oțelului

Dr. ing. Steliana Crețu, dr. ec. M.A. Isaie, mat. V. Badin și ec. Georgiana Tomescu
Academia de Studii Economice
București

CZ : 621.892 :539.374

În procesele de deformare plastică, o parte din energia utilajului se pierde pentru învingerea frecărilor dintre semifabricat și scule. Frecarea în zona amintită duce la o uzură accentuată a sculelor, micșorînd durabilitatea acestora.

Avînd în vedere natura complexă a fenomenelor care apar la suprafețele în contact, se impune necesitatea optimizării procesului de lubrifiere și a lubrifianților.

În acest sens s-au preparat suspensii stabile de MoS_2 cu caracter lubrifiant și anticorosiv și s-a testat efectul acestora în procesul de prelucrare prin deformare plastică la rece (extruziune) a pieselor de OLC 45 fosfatate [1]—[5].

Lubrifierea pieselor s-a făcut la temperatura de 25°C și respectiv după ce piesele au fost încălzite la 105°C. S-a determinat adsorbția specifică Γ în cazul variantelor testate și s-au evaluat coeficienții de frecare la deformarea plastică la rece.

Valorile coeficienților de frecare sînt comparabile sau mai bune decît în cazul utilizării lubrifianților pe bază de MoS_2 din import.

În prezenta lucrare s-a căutat să se stabilească pe baza unei analize statistice corelațiile dintre structura MoS_2, utilizată la prepararea lubrifiantului, compoziția, temperatura și efectele obținute (capacitatea de adsorbție, coeficientul de frecare) în procesul de prelucrare prin deformare plastică la rece a pieselor din OLC 45 fosfatate.

Prezentarea elementelor de analiză statistică

Pentru identificarea factorilor principali de influență asupra capacității de adsorbție a MoS_2 pe suprafața pieselor ce urmează a fi prelucrate și evaluarea gradului de influență a acestor factori, în lucrare se folosesc modele de analiză dispersională și factorială și trifactorială.

În urma unei analize tehnico-economice s-a procedat la o triere a factorilor de influență, fiind reținuți pentru analiză următorii trei factori:

I. Componentul $A_i (i = 1,2,\ldots a)$; $a = 4$ — bisulfură de molibden de proveniență Băița-Bihor.

A_1 — MoS_2 (I) cu trei treceri (prin moara coloidală)
A_2 — MoS_2 (II) cu cinci treceri
A_3 — MoS_2 (III) cu nouă treceri
} preparate de sinteză

A_4 — MoS_2 (IV) cu trei treceri — substanță naturală

II. Rețeta B_j $(j = 1,2,\ldots b)$; $b = 4$, care diferă prin tipul de tensidă (B_1, B_2, B_3, B_4) utilizată și care are rolul de a hidrofiliza bisulfura de molibden în scopul obținerii unui lubrifiant stabil de tip MoS_2 — apă. Prezența tensidei asigură de asemenea și o adsorbție uniformă a MoS_2 pe suprafața semifabricatului ce va fi supus prelucrării prin deformare plastică la rece [1]—[5].

III. Temperatura C_t $(t = 1, k)$; $k = 2$.

C_1 este temperatura mediului ambiant;

C_2 — temperatura de lucru 100°C ± 50°C.

Efectele factorilor se prezintă după cum urmează:

— efectul direct al factorului A:

$$\hat{\alpha}_i = y_{i\ldots} - y_{\ldots} \tag{1}$$

— efectul direct al factorului B:

$$\hat{\beta}_j = y_{.j.} - y \tag{2}$$

— efectul direct al factorului C:

$$\hat{\gamma}_t = y_{..t} - y_{\ldots} \tag{3}$$

unde:

$$y_{\ldots} \frac{1}{abk} \sum_{i,j,t} y_{ijt} \tag{4}$$

reprezintă media generală a tuturor observațiilor:

$$y_{i..} = \frac{1}{bk} \sum_{i} y_{ijt} \tag{5}$$

reprezintă media observațiilor după factorul A:

$$y_{.j.} = \frac{1}{ak} \sum_{j} y_{ijt} \tag{6}$$

media observaţiilor după factorul B :
şi

$$y_{..t} = \frac{1}{ab} \sum_{i} y_{ijt} \tag{7}$$

media observaţiilor după factorul C.

Interacţiunile dintre factori sînt următoarele :

— între factorii A şi B :

$$\hat{\rho}_{ij} = y_{ij.} - y_{i..} - y_{.j.} + y_{...} \tag{8}$$

— între factorii A şi C :

$$\hat{\rho}_{it} = y_{i.t} - y_{i..} - y_{..t} + y_{...} \tag{9}$$

— între factorii B şi C :

$$\hat{\rho}_{jt} = y_{.jt} - y_{.j.} - y_{..t} + y_{...} \tag{10}$$

— între factorii A, B, C, interacţiunea se identifică cu influenţa factorilor aleatori neluaţi în considerare, reprezentată prin eroarea reziduală (aceasta deoarece experimentul este cu o singură observaţie în fiecare celulă), eroarea dată de relaţia :

$$\rho_{ijt} = y_{ijt} - y_{ij.} - y_{i.t} - y_{.jt} + y_{i..} + y_{.j.} + y_{..t} - y_{...} \tag{11}$$

În relaţiile 8—10 s-au notat :

$y_{ij.} = \frac{1}{k} \sum_{t} y_{ijt}$ — media după factorii A şi B

$y_{i.t} = \frac{1}{b} \sum_{j} y_{ijt}$ — media după factorii A şi C

şi

$y_{.jt} = \frac{1}{a} \sum_{i} y_{ijt}$ — media după factorii B şi C

Rezultate experimentale şi modelul de analiză prin dispersie

În tabelul 1 sînt prezentate sintetic rezultatele experimentale referitoare la influenţa componenţilor A_i, variantelor de reţetă B_j şi a temperaturilor C_t asupra capacităţii de adsorbţie Y, exprimată în $\left(\frac{g}{cm^2}\right)10^{-3}$. Experimentul a fost efectuat pe eşantioane de OLC fosfatate, cu grosimea stratului fosfatat de 8 μm.

În vederea construirii modelului de analiză dispersională trifactorială este necesar calculul sumelor pătratelor abaterilor SP necesare estimării dispersiilor factorilor A, B, C, interacţiunilor AB, AC şi BC şi a erorii reziduale. Pentru aceasta s-au folosit formule de calcul simplificat pornind de la relaţiile (1)—(3) şi (8)—(10), care definesc efectele simple şi interacţiunile. Aceste sume de pătrate se calculează după formulele :

Pentru factorul A :

$$SP_A = bk \sum_{i} \hat{\alpha}_i^2 = \frac{1}{bk} \sum_{i} \left(\sum_{j,t} y_{ijt} \right)^2 - \frac{1}{abk} \left(\sum_{i,j,t} y_{ijt} \right)^2 \tag{12}$$

Pentru factorul B:

$$SP_B = ak \sum_{j} \hat{\beta}_j^2 = \frac{1}{ak} \sum_{j} \left(\sum_{i,t} y_{ijt} \right)^2 - \frac{1}{abk} \left(\sum_{i,j,t} y_{ijt} \right)^2 \tag{13}$$

Pentru factorul C :

$$SP_C = ab \sum_{t} \hat{\gamma}_t^2 = \frac{1}{ab} \sum_{t} \left(\sum_{i,t} y_{ijt} \right)^2 - \frac{1}{abk} \left(\sum_{i,j,t} y_{ijt} \right)^2 \tag{14}$$

Tabelul 1

Rezultate experimentale

B/C \ A		B_1		B_2		B_3		B_4	
		C_1	C_2	C_1	C_2	C_1	C_2	C_1	C_2
A	A_1	5,35	5,96	16,01	11,80	10,21	11,72	5,89	7,71
	A_2	5,88	6,67	16,02	19,75	10,42	12,35	7,51	7,82
	A_3	8,10	9,2	19,75	19,88	11,25	12,33	12,53	13,18
	A_4	7,51	8,57	19,68	19,35	12,43	13,52	12,85	13,95

Pentru interacțiunea factorilor A, B:

$$SP_{AB} = k \sum_{ij} \hat{\rho}_{ij}^2 = \frac{1}{k} \sum_{i,j} \left(\sum_{t} y_{ijt} \right)^2 -$$

$$- \frac{1}{bk} \sum_{i} \left(\sum_{j,t} y_{ijt} \right)^2 - \frac{1}{ak} \sum_{j} \left(\sum_{i,t} y_{ijt} \right)^2 +$$

$$+ \frac{1}{abk} \left(\sum_{i,j,t} y_{ijt} \right)^2 \qquad (15)$$

Pentru interacțiunea factorilor B, C:

$$SP_{AC} = b \sum_{i,t} \hat{\rho}_{it}^2 = \frac{1}{b} \sum_{i,t} \left(\sum_{j} y_{ijt} \right)^2 -$$

$$- \frac{1}{bk} \sum_{i} \left(\sum_{j,t} y_{ijt} \right)^2 - \frac{1}{ab} \sum_{t} \left(\sum_{i,j} y_{ijt} \right)^2 +$$

$$+ \frac{1}{abk} \left(\sum_{i,jt} y_{ijt} \right)^2 \qquad (16)$$

Pentru interacțiunea factorilor B, C:

$$SP_{BC} = a \sum_{j,t} \hat{\rho}_{jt}^2 = \frac{1}{a} \sum_{j,t} \left(\sum_{i} y_{ijt} \right)^2 -$$

$$- \frac{1}{ak} \sum_{j} \left(\sum_{i,t} y_{ijt} \right)^2 - \frac{1}{ab} \sum_{t} \left(\sum_{i,j} y_{ijt} \right)^2 +$$

$$+ \frac{1}{abk} \left(\sum_{i,jt} y_{ijt} \right)^2 \qquad (17)$$

Suma pătratelor pentru împrăștierea totală:

$$SP_{total} = \sum_{i,jt} (y_{ijt} - y_{...})^2 =$$

$$= \sum_{i,j,t} y_{ijt}^2 - \frac{1}{abk} \left(\sum_{i,jt} y_{ijt} \right)^2 \qquad (18)$$

Suma pătratelor abaterilor pentru eroarea reziduală:

$SP_e = abk \sum_{i,jt} \hat{\rho}_{ijt}^2$ care se mai exprimă printr-o formulă echivalentă:

$$SP_e = SP_{total} - (SP_A + SP_B + SP_C + SP_{AB} +$$

$$+ SP_{AC} + SP_{BC}) \qquad (19)$$

Valorile tuturor acestor mărimi au fost calculate prin prelucrarea datelor din tabelul 1 și sînt prezentate în coloana *2* a tabelului 2.

Tot în tabelul 2 sînt date valorile dispersiilor necesare calculului valorilor variabilei F, pentru luarea deciziei în testarea ipotezelor referitoare la semnificația influenței factorilor considerați și a interacțiunii acestora.

Concluziile formulate în coloana *7* a tabelului 2 se bazează pe aplicarea testului F la compararea diverselor dispersii. Concluzia de influență semnificativă s-a luat atunci cînd $F_{calc} > F_{tab}$ unde $F_{tab} = F_{\alpha, f_1, f_2}$, în care α este nivelul de semnificație ales ($\alpha = 0{,}05$), f_1 și f_2 fiind numărul de grade de libertate al termenilor raportului F. Rezultă că modelul de analiză dispersională aplicat evidențiază ca semnificative influențele exercitate de componentele A_i și rețetele B_j asupra capacității de adsorbție.

Tabelul 2

Tabel de analiză dispersională

Sursa împrăștierii	Suma pătratelor abaterilor	Nr. gradelor de libertate f	Dispersia $S_2 = \frac{SP}{f}$	$F = \frac{S^2_{factor}}{S^2_e}$	F_{α, f_1, f_2}	Concluzia asupra influenței
A	$SP_A = 96,6406$	$a-1=3$	32,21	21,176	3,86	semnificativ
B	$SP_B = 479,5026$	$b-1=3$	159,83	105,08	3,86	semnificativ
C	$SP_C = 4,7818$	$k-1=1$	4,7818	3,143	5,12	nesemnificativ
AB	$SP_{AB} = 34,8448$	$a-1b-1=9$	3,872	2,54	3,20	nesemnificativ
AC	$SP_{AC} = 3,1006$	$a-1k-1=3$	1,034	0,679	3,86	nesemnificativ
BC	$SP_{BC} = 2,6761$	$b-1k-1=3$	0,892	0,586	3,86	nesemnificativ
Eroarea	$SP_e = 13,6883$	$(a-1)(b-1)$ $(c-1)=9$	1,521	1,000	—	—
Totală	$SP_{totală} = 635,2348$	$abk-1=31$	20,491	—	—	—

Temperatura C_t și interacțiunile dintre factori s-au dovedit a avea influențe nesemnificative la pragul de semnificație $\alpha = 0{,}05$ ales. În aceste condiții este mai avantajos tratamentul fără preîncălzirea pieselor, respectiv la temperatura mediului ambiant (25°C).

Compararea influenței derterminate de tipul de MoS_2 asupra capacității de adsorbție

În baza rezultatelor analizei precedente, din care a rezultat că temperatura este un factor cu influență nesemnificativă, în analiza ce urmează s-au luat în considerație numai factorii A și B ale căror influențe s-au dovedit a fi semnificative. În acest sens se păstrează factorul B cu variantele sale și se limitează factorul A numai la două variante:

A_1' — MoS_2 preparat de sinteză și determinat ca o medie a preparatelor de sinteză A_1, A_2, A_3 considerate în modelul precedent.

Se menționează că valorile capacității de adsorbție în combinațiile A_i și B_j corespund temperaturii mediului ambiant.

Cercetarea în acest caz se constituie într-un model de analiză dispersională bifactorială, datele și schema de calcul fiind prezentate în tabelul 3.

Tabelul 3

Model de analiză dispersional bifactorială

A_i' \ B_j		Rețeta B_1	B_2	B_3	B_4
Componentul	A_1'	6,44	17,26	10,63	8,64
	A_2'	7,51	19,68	12,43	12,85

În vederea alcătuirii tabelului de analiză dispersională bifactorială se calculează în prealabil:

$$SP_{A'} = b \sum_i (y_{i.} - y_{..})^2 = 11{,}28125$$

$$SP_B = a' \sum_j (y_{.j} - y_{..})^2 = 137{,}7757$$

$$SP_e = \sum_{i,j} (y_{ij} - y_{i.} - y_{.j} + y_{..})^2 = 2{,}7015$$

$$SP_{total} = \sum_{i,j} (y_{ij} - y_{..})^2 = 151{,}7584$$

Schema de analiză dispersională bifactorială, care folosește rezultatele precedente, se constituie sub forma tabelului sintetic 4.

Tabelul 4

Analiză dispersională bifactorială

Sursa împrăștierii	Suma pătratelor abaterilor SP	Numărul gradelor de libertate f	Dispersia $S^2 = \frac{SP}{f}$	$F_{calc.}$	$F_{tab.}$
A'	11,28125	$a'-1=1$	11,28125	12,528	10,13
B	137,7757	$b-1=3$	45,925	50,999	9,28
Eroarea	2,7115	$(a'-1)(b-1)=3$	0,9005	1	—
Totală	151,7584	$a'b-1=7$	21,6797	—	—

Din tabelul 4 rezultă ca semnificativă (la un prag $\alpha = 0{,}05$) influența ambilor factori asupra capacității de adsorbție, deoarece $F_{calc} > F_{tab}$ corespunzător.

În ceea ce privește primul factor, adică substanța MoS_2, se constată diferențe semnificative între substanța naturală și cea sintetică cu valorile medii ale capacității de adsorbție egale, respectiv cu y_i artificial egal cu 10,74 și y_i natural egal cu 13,12.

Această comportare este explicată prin faptul că bisulfura de molibden naturală prezintă cristale mai bine definite comparativ cu cea sintetică, care prezintă un procent ridicat de cristale degradate. Granulele MoS_2 naturale au aspect de plăci cu evidente plane de clivaj, ceea ce conduce în final la un coeficient redus de frecare. Faptul că MoS_2 sintetică, cu nouă treceri prin moara coloidală, respectiv cu granulația 6,39 μm are o comportare comparabilă cu MoS_2 naturală se explică prin gradul de finețe al particulelor (6,39 μm față de 2,85 μm).

Compararea capacității de adsorbție în condițiile unor grosimi diferite ale stratului de fosfatare

Această analiză s-a efectuat în următoarele condiții:

— experimentul s-a efectuat, luîndu-se în considerare numai componentele MoS_2 în varianta naturală;

— experimentul a avut loc la temperatura mediului ambiant.

Experimentul se constituie și în acest caz într-un model de analiză bifactorială, în care se identifică drept factori:

Factorul A_i — grosimea stratului fosfatat;
A_1 — strat 8 μm;
A_2 — strat 25^{+3}_{-2} μm;

Factorul B_j cu variantele de rețetă, aceleași din modelele precedente.

Din tabelul 5 rezultă că pentru $\alpha = 0{,}05$ influențele asupra capacității de adsorbție ale grosimii stratului și rețetelor sînt nesemnificative.

Tabelul 5

Model de analiză bifactorială

Sursa împrăștierii	Suma pătratelor abaterilor SP	Nr. gradelor de libertate f	Dispersia $S^2 = \frac{SP}{f}$	$F_{calc.}$	$F_{\alpha; f_1 f_2}$
A	$SP_A = b \sum_i (y_{i.} - y_{..})^2 = 74{,}2372$	$a-1=1$	74,2372	6,898	10,13
B	$SP_B = a \sum_j (y_{.j} - y_{..})^2 = 47{,}9344$	$b-1=3$	15,9781	1,485	9,28
Eroarea	$SP_e = \sum_{ij} (y_{ij} - y_{i.} - y_{.j} + y_{..})^2 = 32{,}2835$	$(a-1)(b-1)=3$	10,7612	1	—
Totală	$SP_{total} = \sum_{ij} (y_{ij} - y_{..})^2 = 154{,}4551$	$ab-1=7$	22,0044	—	—

La un nivel mai mare $\alpha = 0{,}10$, $F_{calc} > F_{0,10;1,3} = 5{,}54$, ceea ce duce la concluzia că factorul „grosimea stratului fosfatat" poate fi considerat ca avînd o influență demnă de luat în seamă asupra factorului rezultativ Γ — adsorbția specifică.

Concluzii

Din analiza comparativă a datelor experimentale, cu privire la lubrifierea pieselor OLC 45 fosfatate, cu lubrifianți pe bază de MoS_2 naturală și sintetică de proveniență Băița-Bihor, rezultă următoarele concluzii:

— în toate tratamentele se realizează coeficienți de frecare mai mici (0,07—0,1) comparativ cu produsele din import (0,11—0,14), datorită adsorbției optime a MoS_2 pe suprafața piesei fosfatate;

— temperatura la care se face tratamentul nu are semnificație asupra acesteia, deci se recomandă să se lucreze fără preîncălzirea pieselor;

— tipul de MoS_2 (naturală sau sintetică) manifestă influență asupra capacității de adsorbție și respectiv asupra coeficientului de frecare;

— grosimea stratului fosfatat determină o oarecare influență asupra capacității de adsorbție și respectiv în final asupra coeficientului de frecare;

— efectele cele mai bune se realizează cu MoS_2 naturală cu trei treceri și respectiv cu cea sintetică cu nouă treceri prin moara coloidală.

BIBLIOGRAFIE

[1] Crețu, S. ș.a. Brevet R.S.R., nr. 73.213.
[2] Crețu, S. ș.a. Brevet R.S.R., nr. 73.214.
[3] Crețu, S. ș.a. Brevet R.S.R., nr. 75.528.
[4] Crețu, S. ș.a. Brevet R.S.R., nr. 77.674.
[5] Crețu, S. ș.a. Brevet R.S.R., nr. 75.529.
[6] Stoica, R., Spiridon, A., Grigorescu, F., Biță, O., Stanciu, E. și Groza, V. În: Revista de Chimie, R.S.R., nr. 12, 1979, p. 1215.
[7] * * * Brevet R.D.G., nr. 1.088.644.
[8] * * * Brevet R.D.G., nr. 1,118,382.
[9] * * * Brevet R.D.G., nr. 1.096.111.
[10] * * * Brevet S.U.A., nr. 3.079.204.
[11] Braithwoite, E. R. și Rowe, G. W. *Principles and Applications of Lubrification with Solids Scientific ion*. Londra, 1963, p. 15.

Prof. dr. ing Fl. Oprea
Universitatea din Galaţi
ing. Rodica Murguleseu
Institutul politehnic — Bucureşti
ing. Şt. Filitis
U.M.M.N. Zlatna

Procedeu de recuperare a metalelor utile din zgurele rezultate în pirometalurgia cuprului prin topire în suspensie

CZ : 669.2/.8.004.86

Zgurele au un rol tehnologic foarte important, influenţînd în mare măsură atît randamentul de extracţie a metalelor din concentrate, cît şi desfăşurarea proceselor fizico-chimice. Conţinutul de cupru din zgure (pierderile) se poate stabili atît pe baza echilibrului electrochimic în sistemul zgură-mată-fază gazoasă, cît şi a echilibrului de sedimentare (pierderi de natură mecanică).

Pe plan mondial, recuperarea metalelor utile din zgurele din pirometalurgia cuprului se realizează în prezent prin următoarele procedee: flotaţie, procedee pirometalurgice, procedee electrometalurgice şi hidrometalurgice. Dintre aceste procedee, în R.S. România se aplică flotaţia.

În prezent, se urmăreşte îmbunătăţirea acestor procedee din punct de vedere tehnologic şi constructiv şi studierea lor din punct de vedere al economicităţii şi micşorării conţinutului de cupru din zgura reziduală rezultată.

Metodica cercetării şi rezultatele experimentale

Cercetările experimentale întreprinse au avut ca scop recuperarea metalelor utile (Cu, Pb, Zn, Fe) din zgurele obţinute la topirea concentratelor cuproase prin procedeul hidrometalurgic de topire în suspensie.

Compoziţia chimică şi fazică a zgurei folosite este prezentată în tabelul 1.

Pentru efectuarea experienţelor, zgurele au fost în prealabil măcinate, compoziţia granulometrică fiind prezentată în tabelul 2. Probele supuse experimentărilor au fost constituite din 20 g zgură, de compoziţia granulometrică şi chimică arătată mai sus. Experienţele au constat în tratarea probelor cu acid sulfuric în condiţii diferite, procesul avînd la bază următoarele reacţii :

$$Fe_2O_3 + 3\ H_2SO_4 = Fe_2(SO_4)_3 + 3\ H_2O \quad (1)$$

$$Fe_2O_3 \cdot FeO + 4\ H_2SO_4 = FeSO_4 + Fe_2(SO_4)_3 + 4\ H_2O \quad (2)$$

$$2\ FeO \cdot SiO_2 + 2\ H_2SO_4 = 2\ FeSO_4 + SiO_2 + 2\ H_2O \quad (3)$$

$$FeS + H_2SO_4 = FeSO_4 + H_2S \quad (4)$$

$$Cu + 2\ H_2SO_4 = CuSO_4 + SO_2 + 2\ H_2O \quad (5)$$

$$CuO + H_2SO_4 = CuSO_4 + H_2O \quad (6)$$

$$CuS + H_2SO_4 = CuSO_4 + H_2S \quad (7)$$

$$Cu_2S + H_2SO_4 = CuSO_4 + Cu + H_2S \quad (8)$$

$$ZnO + H_2SO_4 = ZnSO_4 + H_2O \quad (9)$$

$$ZnS + H_2SO_4 = ZnSO_4 + H_2S \quad (10)$$

$$2\ PBO \cdot SiO_2 + 2\ H_2SO_4 = 2\ PbSO_4 + SiO_2 + 2\ H_2O \quad (11)$$

Tabelul 1

Compoziţia chimică şi fazică a zgurei Outokumpu

Conţinut		Conţinut		SiO_2	S
Elemente	%	Faza	%		
Fe	1,10	Fe	1,100	—	—
	2,50	Fe_2O_3	3,575	—	—
	7,50	$Fe_2O_3 \cdot FeO$	10,365	—	—
	23,40	$2\ FeO \cdot SiO_2$	42,740	12,634	—
	11,70	$FeO \cdot SiO_2$	27,687	12,634	—
	1,15	FeS	1,908	—	0,695
Total	47,45				
Cu	0,16	Cu	0,160	—	—
	0,32	CuO	0,400	—	—
	0,67	Cu_2S	0,839	—	0,169
Total	1,15				
Zn	0,75	ZnS	1,118	—	0,368
	0,74	$3\ ZnO \cdot 2\ SO_3$	1,525	—	0,242
	0,21	ZnO	0,261	—	—
Total	1,7				
Pb	0,25	$2\ PbO \cdot SiO_2$	0,305	0,036	—
	0,37	$6\ PbO \cdot 5\ SO_3$	0,525	—	0,242
Total	0,62				

Tabelul 2

Compoziţia granulometrică a zgurei Outokumpu

Sita, mm	0,2–0,15	0,15–0,10	0,10–0,09	0,09–0,06	<0,06	Total
Material, %	10,2	19,4	15,8	51,7	2,9	100,0
Material, g	2,04	3,88	3,16	10,34	0,58	20,0

În urma tratării cu acid sulfuric concentrat la un raport solid : lichid = 1 : 0,60, reacțiile au loc spontan, temperatura crescînd brusc (fig. 1), principalul agent reducător pentru

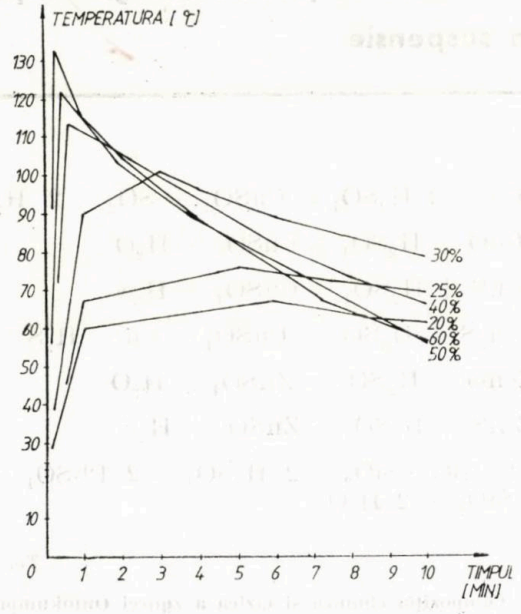


Fig. 1. Variația temperaturii în timpul procesului

combinațiile stabile fiind sulfatul feric format în cantitate mare din cauza conținutului ridicat în oxizi și silicați de fier al zgurei inițiale. S-au efectuat încercări la diferite concentrații de acid sulfuric (20%; 25%; 40%; 60%), raportul lichid : solid fiind cuprins între (0,5—0,65) : 1. Din tabelul 3 și figurile 2 și 3 reiese că randamentele de extracție sînt cu atît mai ridicate cu cît concentrația acidului sulfuric este mai mare, considerîndu-se optimă concentrația de 60% acid sulfuric. În continuare, zgura tratată cu acid sulfuric se pune în con-

Tabelul 3

Randamentele de extracție a fierului și cuprului pentru diferite concentrații de acid sulfuric

Timpul	Concentrația H_2SO_4, %	Extracția Cu, %	Extracția Fe, %
5 min	20	29,6	48,1
	40	51,7	59,0
	60	58,7	66,4
10 min	20	—	51,0
	40	25,5	64,3
	60	30,0	72,5
15 min	20	—	58,1
	40	18,7	69,4
	60	19,6	75,5
24 h	20	31,0	84,0
	60	58,7	92,4
	40	71,3	94,4

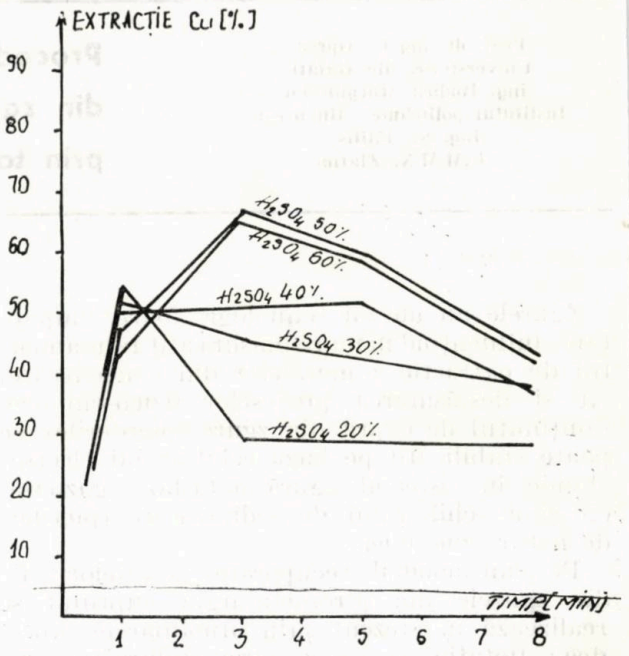


Fig. 2. Extracția cuprului pentru diferite concentrații de acid sulfuric

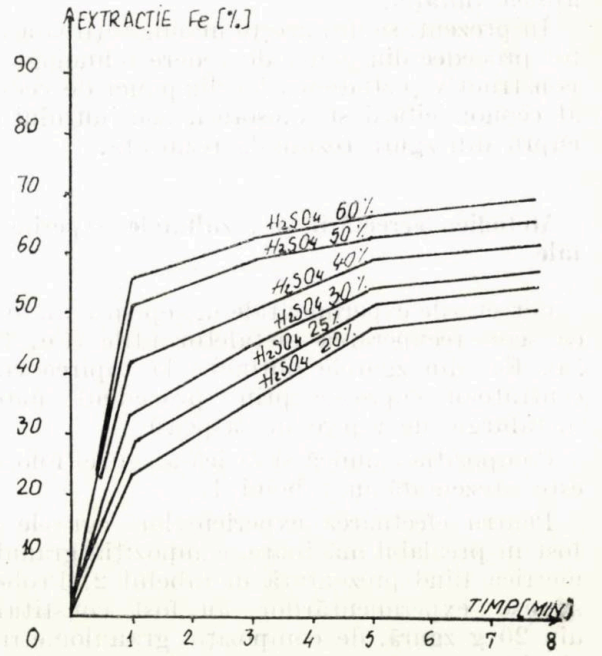


Fig. 3. Extracția fierului pentru diferite concentrații de acid sulfuric

tact cu o cantitate de apă calculată conform solubilității sulfaților respectivi, pentru trecerea acestora în soluție la temperatura de 80—90°C, sub agitare mecanică, timp de 1,5—2 h.

În figura 4 este prezentată o soluție practică a acestui procedeu. Zgura din buncărul (*1*), prin intermediul alimentatorului (*2*), trece în moara (*3*) cu măcinare uscată, colectîndu-se în buncărul (*4*), de unde, preluată prin dozato-

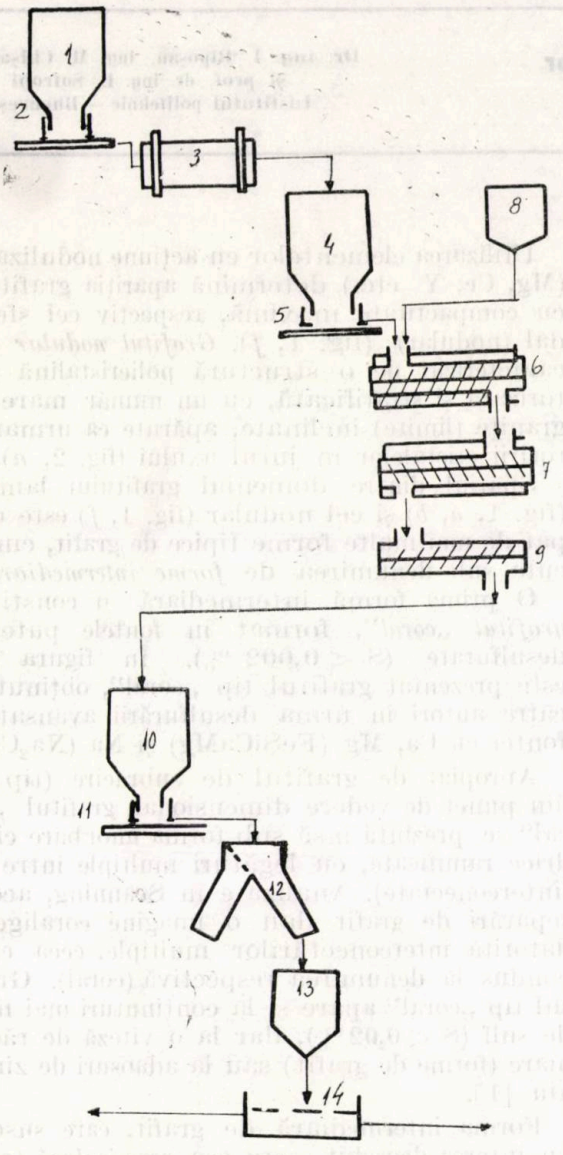


Fig. 4. Schema procesului tehnologic

rul (*5*), trece în amestecătorul diferențial, prevăzut cu manta de aburi și izolat termic. Din rezervorul (*8*), acidul sulfuric 70% se introduce în aparatul (*6*), la raportul 0,5—0,6 părți în greutate H_2SO_4 (100%) la o parte greutate de zgură. Din (*6*), materialul amestecat cu acid trece în reactorul diferențial tip cascadă (*7*), căptușit anticorosiv. La ieșirea din (*7*), dacă materialul este prea uscat, intră în umidificatorul diferențial (*9*) unde se umezește. Circuitul se conduce în buncărul de consum cu staționare temporară (*10*), de unde, prin intermediul dozatorului (*11*), este distribuit prin pantalonul (*12*) în grupul de dizolvatoare cu agitare pneumatică (*13*). Durata ciclului de solubilizare este de 30—90 min, iar raportul lichid : solid este în funcție de concentrația în metal util ce se dorește realizată ca și de gradul total de saturație. Tulbureala (*14*) obținută trece la filtrare și spălare. Din filtrat, prin diferite metode se pot extrage cuprul, fierul și zincul. Reziduul îmbogățit în plumb poate fi de asemenea prelucrat în vederea recuperării acestuia.

Acest procedeu se poate folosi nu numai pentru recuperarea metalelor utile în zgurele Outokumpu, ci și pentru celelalte zgure obținute în pirometalurgia cuprului.

Atît randamentele mari de extracție, cît și posibilitatea recuperării metalelor utile din soluțiile respective fac ca acest procedeu să poată concura din punct de vedere economic cu flotația.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl. *Procedee speciale în metalurgia metalelor neferoase.* București, Editura tehnică, 1975.
[2] Minto, R. În: Canadian Mining and Metallurgical Bulletin, Canada, 65, nr. 720, 1972, p. 70—76.
[3] Smoniu, V. În: Țvetnie metalli, U.R.S.S., nr. 10, 1979, p. 23—25.
[4] Iowanda-Anaconda În: Journal of Metals, S.U.A., 1972/1974.

Contribuții la studiul și elaborarea fontelor cu grafit vermicular (compact)

Dr. ing. I. Ripoșan, ing. M. Chișamera
și prof. dr. ing. L. Sofroni
Institutul politehnic — București

CZ: 669.131.7

Fontele cu grafit vermicular (compact) constituie un nou material pentru turnarea pieselor, cunoscînd o largă utilizare în producția de utilaj de turnare (lingotiere și poduri de turnare), componentele motoarelor termice, armături industriale și hidroaparatură, diferite piese din construcția de automobile și tractoare etc. [1], [4], [5].

Deși formele de grafit, cunoscute în prezent sub denumirea de vermicular/compact, sînt înregistrate în structura fontelor odată cu grafitul nodular (alături de acesta), mult timp au fost considerate degenerate, cvasilamelare. Denumirea de grafit „vermicular" a fost introdusă în anul 1961 tocmai pentru a defini această formă de grafit, de sine-stătătoare, începuturile producției industriale datînd însă din perioada 1965—1966, cînd R. D. Schelleng prezintă un brevet.

În anul 1974, BCIRA (Anglia) introduce o nouă denumire (compact), preluată apoi și de către comisia de specialitate a Congresului internațional de turnătorie (CIATF), respectiv 7.6. „Fonta cu grafit compact" (înființată în 1977), în prezent utilizîndu-se ambele denumiri, de regulă sub denumirea „vermicular/compact".

În R.S. România, preocupările în acest domeniu datează încă din primii ani de existență a fontei cu grafit vermicular (1970—I.P.B.), în prezent existînd acumulată experiență în ceea ce privește definirea și producerea acestui material.

Particularități structurale

Grafitul vermicular (compact) face parte din categoria formelor intermediare de grafit, în ceea ce privește compactitatea și mecanismul de creștere, între cel lamelar și nodular (fig. 1).

În figura 1 sînt prezentate cîteva forme tipice de grafit, apărute în fontele cenușii și cele modificate, sub acțiunea vitezei de răcire, a elementelor modificatoare și antimodificatoare.

Grafitul lamelar, propriu fontelor cenușii (fig. 1, *a*), se prezintă ca monocristale cu asperități, mici ramificații, încovoieri în jurul planului bazal, creșterea avînd loc după mecanismul elicoidal. La o viteză de răcire mare, ca de exemplu în cazul turnării în forme metalice, apar separări de grafit fin, de dimensiuni scăzute (sub 20 μm), mai ramificate decît cele lamelare, dar rămînînd totuși ca separări individuale, respectiv *grafitul de subrăcire* tip *D* (fig. 1, *b*).

Utilizarea elementelor cu acțiune nodulizantă (Mg, Ce, Y etc.) determină apariția grafitului cu compactitate maximă, respectiv cel sferoidal (nodular) (fig. 1, *f*). *Grafitul nodular* este caracterizat de o structură policristalină sectorizată și stratificată, cu un număr mare de granițe (limite) înclinate, apărute ca urmare a rotirii cristalelor în jurul axului (fig. 2, *a*).

Spațiul dintre domeniul grafitului lamelar (fig. 1, *a*, *b*) și cel nodular (fig. 1, *f*) este ocupat de mai multe forme tipice de grafit, cunoscute sub denumirea de *forme intermediare*.

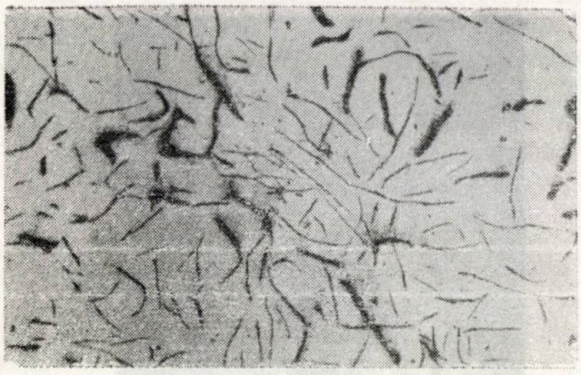
O primă formă intermediară o constituie *grafitul „coral"*, format în fontele puternic desulfurate ($S < 0{,}002$ %). În figura 1, *c* este prezentat grafitul tip „coral", obținut de către autori în urma desulfurării avansate a fontei cu Ca, Mg (FeSiCaMg) și Na (Na_2CO_3).

Apropiat de grafitul de subrăcire (tip *D*) din punct de vedere dimensional, grafitul „coral" se prezintă însă sub forma unor bare cilindrice ramificate, cu legături multiple între ele (interconectate). Analizate în Scanning, aceste separări de grafit dau o imagine coraligenă, datorită interconectărilor multiple, ceea ce a condus la denumirea respectivă (coral). Grafitul tip „coral" apare și la conținuturi mai mari de sulf ($S < 0{,}02$ %), dar la o viteză de răcire mare (forme de grafit) sau la adaosuri de zirconiu [1].

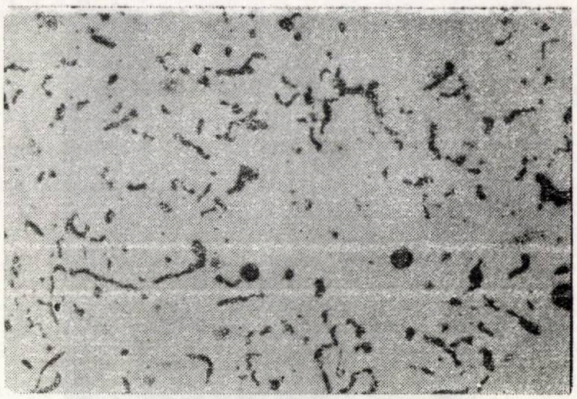
Forma intermediară de grafit, care suscită un interes deosebit, este cea *vermiculară* (*compactă*). În figura 1, *d* este prezentat grafitul vermicular, obținut în urma modificării fontei cu (FeSiCaMgTiAl). Grafitul vermicular apare ca un agregat de cristale, deci asemănător cazului grafitului nodular, dar cu orientări diferite ale planelor bazale ale rețelei cristalografice: apropiat de o dispunere concentrică (asemănător Gn), dar cu o creștere preferențială în lungul planului bazal (asemănător Gl), (fig. 2, *b*).

Separările de grafit vermicular prezintă un contur foarte neregulat față de cel lamelar, astfel că perimetrul atinge valori mari, deși lungimea nu depășește de regulă 150 μm. De asemenea, grosimea variază în limite deosebit de largi, separările de grafit vermicular prezentînd aspectul îmbinării mai multor componente (fig. 3).

Proeminențele au de regulă terminații rotunjite, ceea ce conferă grafitului o capacitate redusă de concentrare a tensiunilor.

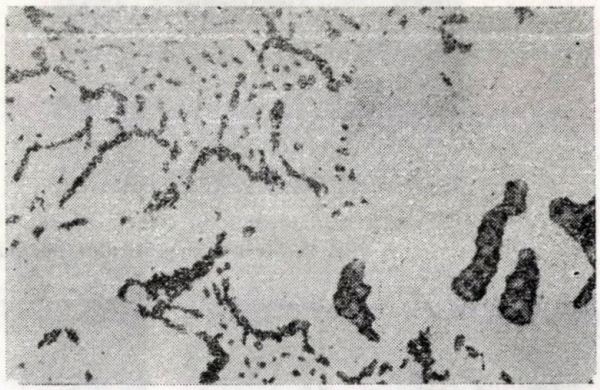


a

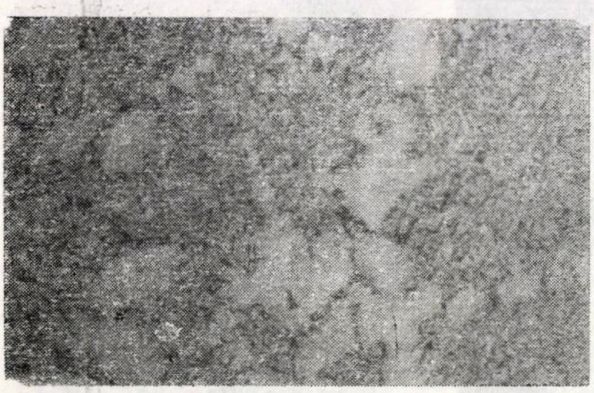


d

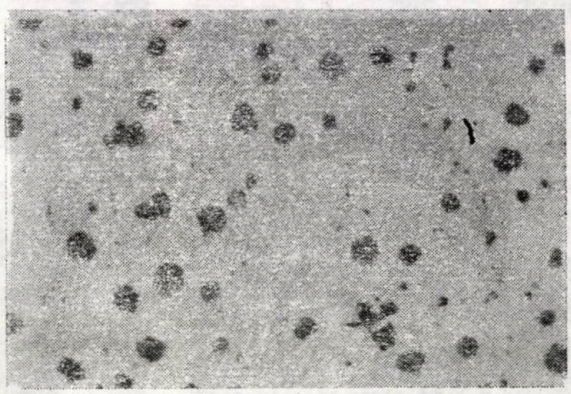
b



e



c



f

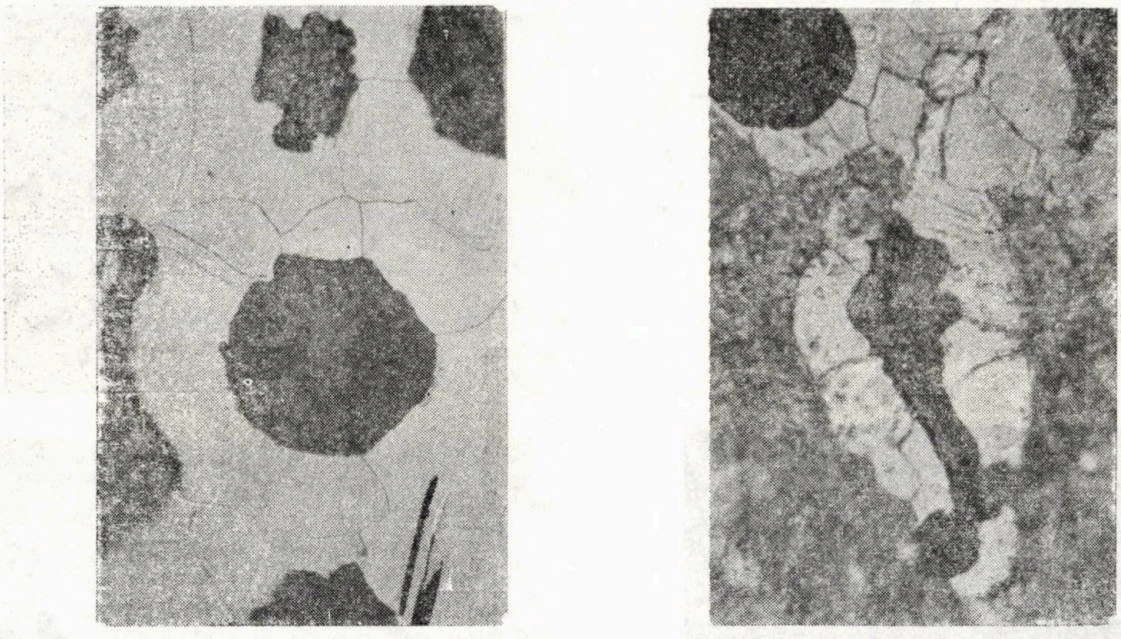
Fig. 1. Forme tipice de grafit în fontele turnate în piese :
a – grafit lamelar ; *b* – grafit de subrăcire, tip *D* ; *c* – grafit coral ; *d* – grafit vermicular ; *e* – chunky-graphite ; *f* – grafit nodular ; neatacate ; (*a*, *b*, *d*–*f* 100 : 1 ; *c* – 200 : 1)

Din punct de vedere dimensional, grafitul vermicular este caracterizat de către autori prin raportul între lungime și grosime cuprins în limitele 2—10, cu posibilitatea creșterii la valorile 15—20, în cazul unor grosimi mari de perete. Literatura de specialitate utilizează o serie de alte modalități de caracterizare a grafitului vermicular [1], [3], [4].

În centrul termic al pieselor din Fgn, la grosimi de perete mai mari, apar separări de grafit de dimensiuni scăzute (sub 50 μm), cu o structură identică cu a celui nodular, sub forma unor „bucăți", din care cauză este cunoscut sub denumirea „*chunky-graphite*" (fig. 1, *e*).

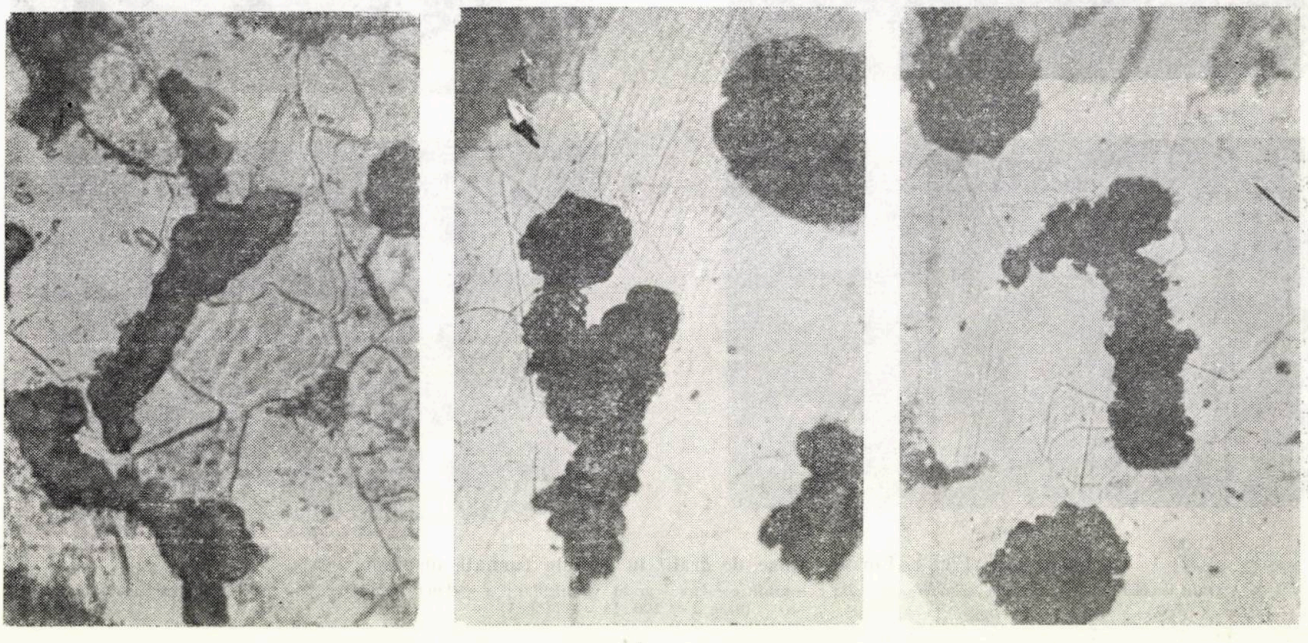
Chunky-graphite reprezintă o formă degenerată a grafitului nodular, cu influență negativă asupra caracteristicilor fizico-mecanice, în timp ce formele „coral" și „vermicular/compact" constituie forme intermediare de grafit, ce asigură proprietăți de tenacitate și plasticitate, precum și de exploatare deosebite.

Structura primară a fontelor cu grafit vermicular/compact prezintă anumite particularități, care oferă acestor fonte o poziție distinctă în domeniul fontelor turnate în piese. Astfel, celulele eutectice au o structură asemănătoare celor existente în fontele cu grafit nodular, o diferențiere apărînd însă în ceea ce privește



a *b*

Fig. 2. Structura grafitului nodular (*a*) și vermicular (*b*), atac Nital; 560 : 1



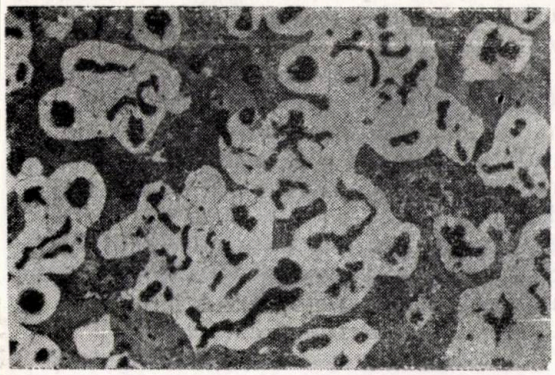
a *b* *c*

Fig. 3, *a*—*c* Aspectul grafitului vermicular, atac Nital; 560 : 1

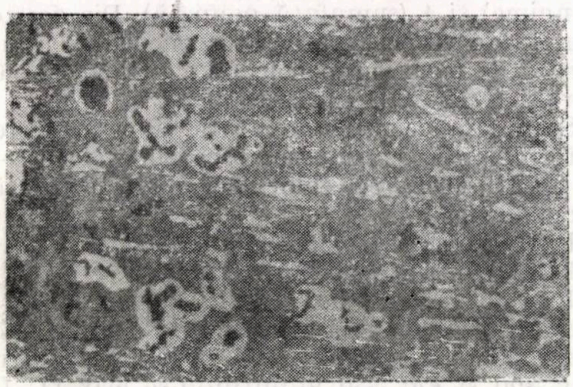
mecanismul de creștere. Dacă în cazul Fgn se înregistrează o creștere cuplată a celulelor eutectice, grafitul fiind înconjurat din primele momente de către un inel de austenită (cele două faze crescînd împreună), la fontele cenușii (Fgl) în prima etapă cresc separările de grafit, austenita apărînd în ultima etapă, cînd lichidul atinge limita solubilității maxime a carbonului în austenită. Creșterea celulelor eutectice în cazul Fgv are loc semicuplat, separările de grafit prezentînd înveliș de austenită numai în direcțiile minime de creștere, capetele rămînînd în contact cu faza lichidă o perioadă mai mare de timp. În ceea ce privește componența celulelor, în cazul Fgv acestea sînt formate dintr-o singură separare de grafit (ca și la Fgn), dar gradul de interconectare a celulelor eutectice este mai mare [3].

Transformarea eutectoidă, în cazul Fgv, este caracterizată de o tendință accentuată de formare a feritei, mai pregnantă decît la fontele cu grafit lamelar și nodular (fig. 4). Structura

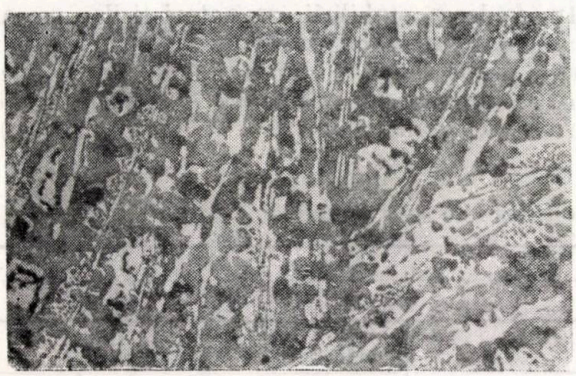
a



b



c



d

Fig. 4. Structura fontelor cu grafit lamelar (*a*) și vermicular, fără cementită liberă (*b*) și cu cantități diferite de carburi (*c*, *d*), atac Nital; 100 : 1

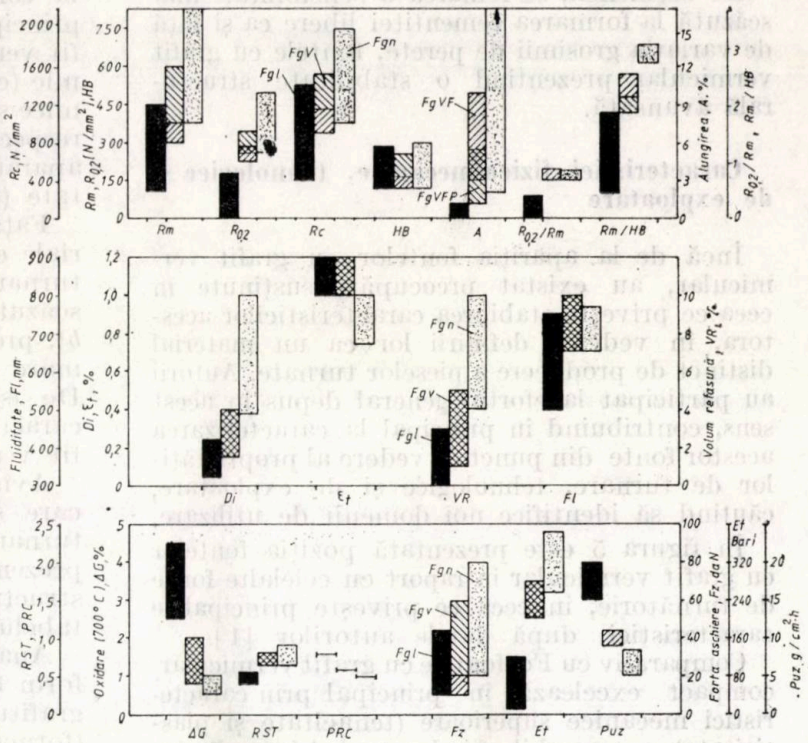


Fig. 5. Proprietățile fontelor cu grafit vermicular, după datele autorilor

caracteristică celulelor eutectice, numărul mare de separări de grafit și distanța scăzută dintre acestea favorizează procesul de difuzie a carbonului și deci formarea feritei [3]. La aceeași compoziție chimică de bază, cantitatea de ferită este mai mare în cazul Fgv decît la Fgl (fig. 4, *a*, *b*), în timp ce zonele cu grafit vermicular sînt mai bogate în ferită decît cele cu grafit nodular (fig. 4, *b*).

Ferita este prezentă în structura fontelor cu grafit vermicular și în cazul existenței condițiilor de formare a cementitei, chiar dacă gradul de grafitizare este scăzut (fig. 4, *c*, *d*).

Cazurile de anomalie a feritei, respectiv prezența acestui constituent în structura fontelor pestrițe sînt mai frecvente la fontele cu grafit vermicular decît la cele cu grafit nodular sau lamelar.

Sensibilitatea la formarea feritei constituie o caracteristică de bază a fontelor cu grafit vermicular, conferindu-le plasticitate, tenacitate, o bună prelucrabilitate etc. Această particularitate devine însă o caracteristică negativă atunci cînd apar solicitări de frecare, caz în care se impun măsuri speciale, care să favorizeze mărirea proporției de perlită (aliere sau tratament termic).

Față de fonta cu grafit nodular, se obțin deci structuri predominant feritice, direct din turnare, fără să fie necesară utilizarea unui conținut scăzut de mangan, deci o încărcătură specială.

De asemenea, se remarcă o sensibilitate mai scăzută la formarea cementitei libere ca și față de variația grosimii de perete, fontele cu grafit vermicular prezentînd o stabilitate structurală avansată.

Caracteristici fizico-mecanice, tehnologice și de exploatare

Încă de la apariția fontelor cu grafit vermicular, au existat preocupări susținute în ceea ce privește stabilirea caracteristicilor acestora, în vederea definirii lor ca un material distinct de producere a pieselor turnate. Autorii au participat la efortul general depus în acest sens, contribuind în principal la caracterizarea acestor fonte din punct de vedere al proprietăților de turnare, tehnologice și de exploatare, căutînd să identifice noi domenii de utilizare.

În figura 5 este prezentată poziția fontelor cu grafit vermicular în raport cu celelalte fonte de turnătorie, în ceea ce privește principalele caracteristici, după datele autorilor [1].

Comparativ cu Fc, fontele cu grafit vermicular/compact excelează în principal prin caracteristici mecanice superioare (tenacitate și plasticitate), remarcabile fiind raportul între limita de curgere și rezistența la tracțiune (0,66—0,85), precum și alungirea (1—8%). De asemenea, aceste fonte prezintă o serie de caracteristici tehnologice și de exploatare la valori superioare, cum ar fi rezistența la oxidare și șoc termic, etanșeitate, prelucrabilitate, comportare la coroziune și uzare. Autorii au urmărit în principal definirea comportării fontelor cu grafit vermicular în condiții de oxidare și șoc termic (caracteristice lingotierelor, motoarelor termice și formelor metalice), solicitări la presiune, respectiv etanșeitate (armături, chiulase, hidroaparatură), frecare fără ungere și prelucrabilitate (fig. 5, *c*).

Față de fonta cu grafit nodular, aceste materiale excelează în principal prin proprietăți de turnare, fiind caracterizate printr-un volum scăzut de retasură și o bună fluiditate (fig. 5, *b*), precum și printr-o tendință scăzută de formare a microporozităților în centrele termice. De asemenea, au o prelucrabilitate mai bună, caracteristică de prim ordin a fontelor cu grafit vermicular [4].

Avînd în vedere inexistența unui standard care să caracterizeze acest nou material de turnare, autorii propun adoptarea mărcilor prezentate în tabelul 1, ale căror caracteristici structurale orientative corespund cu datele din tabelul 2.

Analiza metalografică este efectuată conform STAS 6905—84 (revizie STAS 6905—76), grafitul vermicular corespunzînd formei Gf 3 (forma III ISO). Pentru caracterizarea din punct de vedere dimensional și al cantității, grafitul vermicular este asimilat cu cel lamelar, utilizîndu-se în acest scop scările etalon 3 (lungime) și 4 (suprafață ocupată). Din aceste puncte de vedere, grafitul vermicular se încadrează de regulă în clasele Gl 2—Gl 5 (5—150 μm) și G 12—G 15 (peste 10%).

Suprafața ocupată de ferită și perlită este determinată cu ajutorul scării etalon 12—13 STAS 6905—84, celor trei mărci de fontă corespunzînd :

Fgv 300—F 80/P 20—F 90/P 10 ;
Fgv 350—F 60/40—F 40/P 60 ;
Fgv 400—Fo/P 100—F20/P 80.

Conținutul de cementită și ledeburită este controlat cu ajutorul scării etalon 16, pentru Fgv 300 și Fgv 350 admițîndu-se max LC 1, în timp ce pentru Fgv 400 se admite și LC 3.

În vederea stabilirii caracteristicilor mecanice ale fontelor cu grafit vermicular, se vor turna probe tip U, Y, în bloc sau atașate pieselor, similar celor utilizate în producția de fontă cu grafit nodular (STAS 6071/82).

Tabelul 1

Caracteristicile mărcilor de fontă cu grafit vermicular

Marca fontei	Rezistența la tracțiune R_m, N/mm² (minimum)	Limita de curgere $R_{0,2}$, N/mm² (minimum)	Alungirea A_5, % (minimum)	Modulul de elasticitate $E\,10^2$, N/mm²	Reziliența KCU, J/cm² (probă crestată)	Duritate Brinell HB
Fgv 300	300	200	3,0	120—140	5—15	120—160
Fgv 350	350	240	1,5	140—160	—	160—220
Fgv 400	400	280	1,0	160—170	—	200—280

Tabelul 2

Caracteristicile structurale (orientative) ale fontelor cu grafit vermicular

Marca fontei	Caracteristica masei metalice de bază	Componența masei metalice de bază	Cementită și ledeburită	Proporția de grafit		
				Gl	Gv	Gn
Fgv 300	feritică	max. 30% P	max. 2%	—	min. 80%	max. 20%
Fgv 350	ferito-perlitică	30—70% P	max. 2%	—	min. 80%	max. 20%
Fgv 400	perlitică	min. 70% P	max. 5%	max. 5%	min. 80%	max. 20%

Obținerea fontei cu grafit vermicular

Autorii au participat la efortul general de definire a căilor de realizare, stabilă si controlabilă, a formelor intermediare de grafit, tip vermicular/compact, încă din primii ani de existență a acestor fonte.

În prezent, producția de fontă cu grafit vermicular se bazează pe utilizarea, ca elemente modificatoare, a magneziului și ceriului [4], tehnologiile uzuale putînd fi împărțite în trei mari grupe :

a) *Utilizarea magneziului.* Sînt utilizați de regulă modificatori, ce înglobează alături de magneziu și elemente antimodificatoare, cum ar fi Ti, Al, Sb, Sn, Bi, As.

b) *Utilizarea ceriului (pămînturi rare — PR).* Se folosesc materialele industriale în care se găsesc pămînturile rare, cum ar fi FeCe și Mischmetall (MM), ca atare sau înglobate în modificatori pe bază de siliciu, din sistemul Fe—Si—MM.

c) *Utilizarea combinată a magneziului și ceriului.* Ceriul s-a dovedit a fi un element modificator deosebit de eficace în producția de fontă cu grafit vermicular, care prezintă însă dezavantajul unui cost ridicat. Din această cauză, se utilizează pe scară largă combinații de tipul Mg—Ce (FeSiCaMgCe) sau MgCeCa (elemente antimodificatoare) (FeSiCaAlTiMgCe), cazuri în care conținutul de elemente de tipul pămînturi rare (grupa lantanidelor) este cuprins de regulă în limitele 0,2—3,0%. Aceste combinații pot fi realizate și sub formă de amestec mecanic.

Autorii au experimentat mai multe tehnologii de fabricare a Fgv, acoperind în mare parte toate direcțiile de acțiune amintite [1], [3]. Concluzia generală a acestor experimentări este aceea că, în condițiile din R.S. România, trebuie utilizat magneziul ca element nodulizant, în combinație cu elementele antimodificatoare (în principal Al, Ti) și doar în cazuri speciale și ceriu (pămînturi rare).

În cadrul acestor experimentări, au fost stabiliți modificatori din sistemul general FeSiCaAlTiMg, tip Modiver (simbol MV), a căror compoziție chimică este controlată prin conținuturile de elemente modificatoare (Ca, Mg) și antimodificatoare (Al, Ti), aflate într-un raport sub forma unui factor complex (R), toate aceste caracteristici fiind stabilite în funcție de conținutul de sulf al fontei (0,01—0,1% S), grosimea de perete a pieselor turnate și durata de menținere de la modificare pînă la turnare. Acești modificatori pot să asigure și realizarea unor cantități mai mari de perlită, conținînd în acest caz și elemente cu acțiune perlitizantă. În cazul unor condiții speciale de modificare-turnare, cum ar fi un control scăzut al conținutului de sulf, o variație în limite foarte largi a grosimii de perete, limite foarte stricte de încadrare structurală etc., puterea modificatorului poate fi mărită prin utilizarea, în amestec mecanic, a materialelor cu conținut de pămînturi rare (de exemplu 0,7—1,0% Modiver +0,03—0,1% Mischmetall).

În funcție de factorii amintiți, modificatorii Modiver sînt realizați la două grupe de magneziu (scăzut și ridicat), în cadrul domeniului general 4—10%.

În tabelul 3 sînt prezentate condițiile de utilizare a modificatorilor tip Modiver.

Tabelul 3

Modificatori de tip Modiver

Simbolul modificatorului	Particularități	Utilizare
MV 21	Magneziu scăzut	Fonte cu conținut de sulf ($S \leqslant 0{,}03\%$), la care se asigură o structură preponderent feritică
MV21-MC	Magneziu scăzut Elemente perlitizante	Fonte cu conținut scăzut de sulf ($S \leqslant 0{,}03\%$), la care se obțin cantități mai mari de perlită
MV 41	Magneziu ridicat	Fonte cu conținut mai mare de sulf ($S > 0{,}03\%$), piese cu grosime mare de perete (> 50 mm), sau cu durată mare de menținere după modificare (> 10 min). Structură preponderent feritică.
MV41-MC	Magneziu ridicat Elemente perlitizante	Idem, dar asigură o cantitate mai mare de perlită

În cadrul fiecărei clase de modificator, există posibilitatea variației conținutului de elemente antimodificatoare, respectiv a factorului complex R.

În continuare, sînt prezentate o serie de rezultate, obținute în urma utilizării modificatorilor tip Modiver.

În condițiile utilizării unor modificatori de tipul MV 41-MC, au fost modificate fonte cu conținut redus de mangan (0,38% Mn) și mai ridicat de sulf (0,05% S), ce mai conțineau 3,9% C și 3,2% Si. Temperatura de modificare prin procedeul Sandwich a fost de 1 440—1 480°C, timpul de la modificare pînă la turnare nedepășind 5 min. În condițiile amintite, au fost obținute cantități ridicate de perlită la grosimi mari de perete (50—70 mm), cazuri în care a fost asigurat grafit vermicular de peste 80% (fig. 6).

Fonte cu 0,028 %S au fost tratate (Sandwich) cu 0,8% modificator MV 21-MC și postmodificate cu 0,5% FeSi 75, la 1 440°C.

La o grosime de perete de 30 mm, structura a constat din 80% Gv și 20% Gn, la o masă

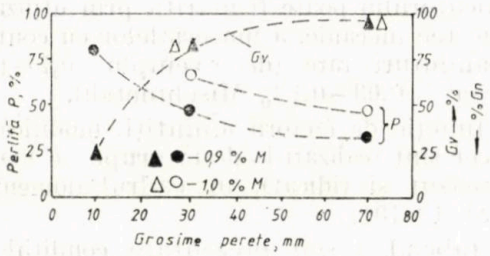
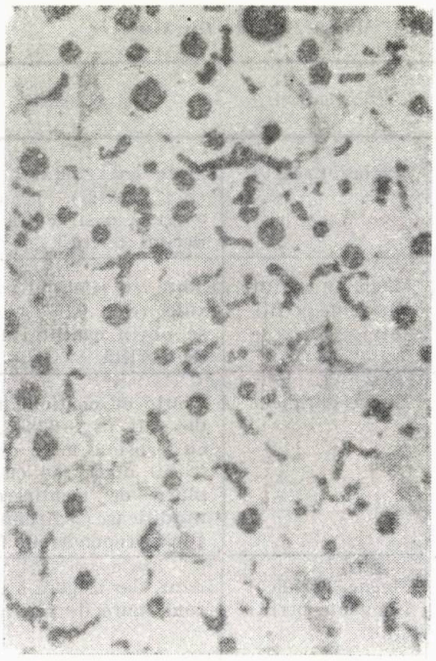
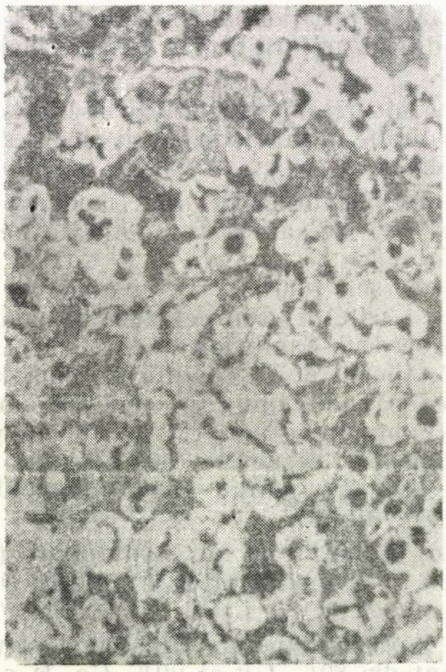


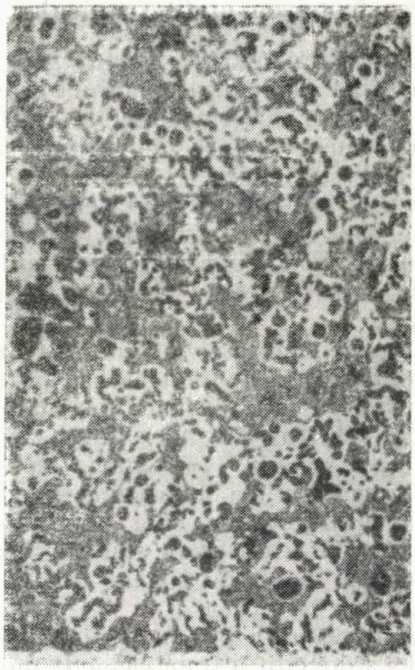
Fig. 6. Variaţia cantităţii de perlită şi grafit vermicular, cu grosimea de perete (*M* — Modificator MV 41-MC — tab. 3)



a



b



c

Fig. 7. Structura fontelor cu grafit vermicular, obţinute prin modificarea cu Modiver (*a*, *b* — 200 : 1; *C* — 100 : 1): *a* — Fgv 300; *b* — Fgv 350; *c* — Fgv400

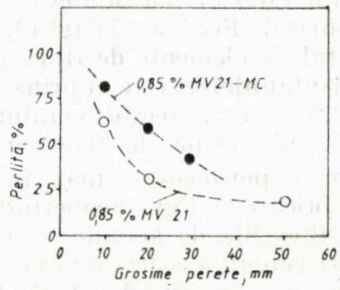


Fig. 8. Influenţa tipului modificatorului şi a grosimii de perete asupra cantităţii de perlită (MV 21-MC — modificator cu conţinut de elemente cu acţiune perlitizantă)

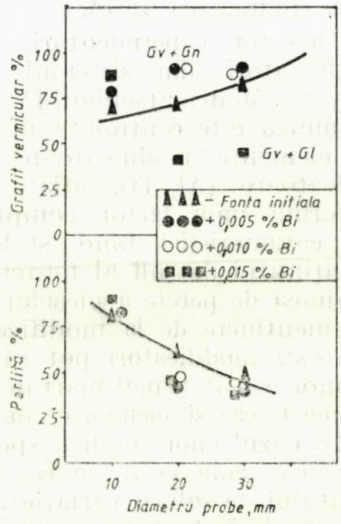


Fig. 9. Influenţa bismutului asupra caracteristicilor structurale ale fontelor cu grafit vermicular (0,85 % MV 21-MC)

metalică formată din 40% P și 60% F, fără cementită liberă.

În figura 7 sînt prezentate structurile fontelor cu grafit vermicular, obținute prin modificarea cu Modiver, corespunzătoare celor trei clase de fonte propuse.

Utilizarea modificatorilor cu conținut de elemente perlitizante, tip MV 21-MC (tab. 3), asigură realizarea unor cantități mai mari de perlită, decît în cazul absenței acestora la aceeași compoziție de bază a modificatorilor (fig. 8).

Într-o altă serie de experimentări, a fost urmărită influența elementelor antimodificatoare asupra caracteristicilor structurale ale fontelor cu grafit vermicular, obținute prin modificarea cu Modiver. Fontele, cu 0,025—0,03% S, au fost modificate (la 1 450°C) cu 0,85% MV 21-MC și postmodificate cu 0,5% FeSi 75, fiind de asemenea inoculate cu cantități variabile de elemente antimodificatoare. În figura 9 sînt prezentate rezultatele obținute în cazul adaosurilor de bismut.

Mărirea conținutului de bismut afectează în mică măsură caracteristicile grafitului, în cazul unor grosimi scăzute de perete (10 mm). La creșterea grosimii de perete, adaosuri de pînă la 0,01% Bi, favorizează formarea grafitului vermicular, în dauna celui nodular, în timp ce valori de peste 0,01% Bi au condus la apariția grafitului lamelar.

Masa metalică de bază nu este practic afectată de către adaosurile de bismut.

Fontele cu grafit vermicular sînt mult mai puțin afectate de prezența elementelor antimodificatoare decît cele cu grafit nodular, din care cauză se impun condiții mai puțin restrictive în ceea ce privește calitatea materialelor metalice utilizate în încărcătură.

În cadrul experimentărilor, a fost urmărită de asemenea variația efectului modificator, pînă la solidificarea fontelor cu grafit vermicular. În acest scop, a fost realizat un cuptor de menținere cu creuzet de grafit (Ø 100 mm), încălzit la 900°C.

Fontele au fost modificate (Sandwich) în trei variante—și anume : *a*) 0,85% MV 21-MC ; *b*) 0,85% MV-41-MC ; *c*) 0,7% MV 21-MC + + 0,05% MM ; în toate cazurile a fost realizată o postmodificare cu 0,5% FeSi 75, după care fontele au fost turnate în creuzetul cuptorului de menținere, unde a avut loc și solidificarea. În aceste condiții, a fost realizat un timp de la modificare pînă la solidificare de circa 14 min.

Variația proporției diferitelor tipuri de grafit, pe secțiunea probelor solidificate în cuptor (Ø 100 mm), este prezentată în figura 10. Din datele prezentate rezultă posibilitatea obținerii unor proporții ridicate de grafit vermicular și în condițiile unei durate de menținere, după modificare, de peste 10 min.

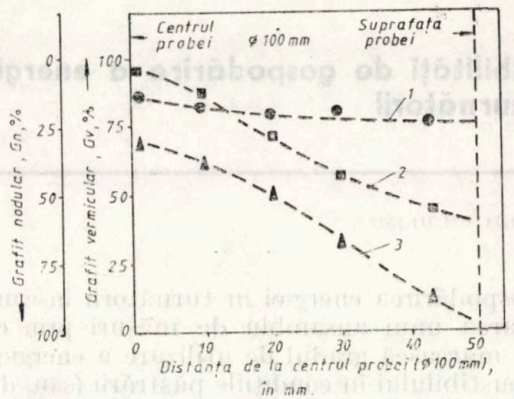


Fig. 10. Variația formei grafitului, pe grosimea de perete (Ø 100 mm), la o durată de menținere de la modificare pînă la solidificare de 14 min, la utilizarea modificatorilor Modiver (tab. 3) :
1 — 0,85% MV 21-MC ; *2* — 0,85% MV 41-MC ; *3* — 0,7% MV 21-MC + 0,05% MM

Utilizarea modificatorilor cu conținut mai scăzut de magneziu (*1* — MV 21-MC) asigură obținerea stabilă a grafitului vermicular, în condițiile date de solidificare. Adaosul de elemente din grupa pămînturilor rare (*3* — MV 21-MC + MM) mărește puterea de acțiune a modificatorului, astfel, că la aceleași condiții de solidificare, crește proporția de grafit nodular, ceea ce ar permite mărirea duratei de menținere în stare lichidă, după modificare. O situație asemănătoare poate fi realizată și în absența pămînturilor rare, în cazul în care se mărește conținutul de magneziu din modificator (cazul *2*, fig. 10).

Din datele prezentate, rezultă posibilitatea obținerii fontelor cu grafit vermicular, prin utilizarea acțiunii concomitente a elementelor nodulizante (Ca, Mg) și antinodulizante (Al, Ti), respectiv prin folosirea modificatorilor tip Modiver. În condițiile cuprinderii în compoziția acestor modificatori și a unor elemente cu acțiune perlitizantă, se asigură mărirea proporției acestui constituent. Modificatorii pot fi utilizați diferențiat, în funcție de conținutul de sulf al fontei și de durata de menținere pînă la solidificare. Adaosuri de 0,03—0,1% Mischmetall (în amestec mecanic) determină mărirea puterii de acțiune a modificatorilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ripoșan, I. și Sofroni, L. *Fonta cu grafit vermicular.* București, Editura tehnică, 1984.

[2] Schelleng, R. D. Brevet Anglia, nr. 1.069.058, 26 apr., 1966.

[3] Ripoșan, I., Sofroni, L. și Chișamera, M. *Contribuții la studiul fontelor cu grafit vermicular.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 5, 1982, p. 239.

[4] Ripoșan, I., Sofroni, L. și Chișamera, M. *Contribuții la obținerea fontelor cu grafit vermicular compact.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 10, 1983, p. 511.

[5] Ripoșan, I. *Utilizarea fontelor cu grafit vermicular compact în construcția de mașini.* În : Metalurgia, nr. 10, R.S.R., 1983, p. 542.

Posibilităţi de gospodărire a energiei în turnătorii

Dr. ing. A. Nicolae, ing. Daniela Marinescu,
ing. C. Predescu, ing. Maria Nicolae
Institutul politehnic — Bucureşti
dr. ing. Al. Georgescu
Combinatul siderurgic — Galaţi

CZ: 621.74:621.311.152

Gospodărirea energiei în turnătorii înseamnă aplicarea unui ansamblu de măsuri prin care să se mărească gradul de utilizare a energiei şi combustibilului în condiţiile păstrării (sau, dacă este posibil, chiar a ridicării) calităţii procesului termotehnologic şi a fiabilităţii funcţionării agregatelor. Pe lîngă alte motivări, necesitatea adoptării unor astfel de măsuri este impusă şi de următoarele:

— consumurile energetice din turnătorii au o valoare destul de ridicată; astfel, în ţările dezvoltate necesarul de energie din industria metalurgică reprezintă 15%, iar cel din turnătorii, cca 2% din totalul de energie consumat la nivel naţional;

— gradul de utilizare a energiei la nivelul turnătoriei este în momentul de faţă de 25—30%, în timp ce în alte sectoare industriale el depăşeşte uneori 55%;

— ponderea cheltuielilor datorate consumurilor energetice reprezintă 6—10% din totalul cheltuielilor necesare obţinerii pieselor turnate;

— principala sursă de energie în turnătorii o constituie arderea combustibililor, ale căror rezerve sînt epuizabile.

Generalităţi

În prezent, obţinerea energiei în turnătorii are la bază cele două procedee principale cunoscute: arderea combustibililor şi electrotermia. Participarea diverselor surse la obţinerea energiei necesare fabricării pieselor turnate este arătată, orientativ, în tabelul 1.

În vederea determinării consumurilor energetice realizate în turnătorii, trebuie arătat că consumurile energetice globale W_g, la nivel de secţie, sînt alcătuite din două componente principale: consumuri energetice tehnologice W (pentru elaborare, formare, tratamente termice şi curăţare) şi consumuri energetice netehnologice W_n (încălzirea atelierelor, iluminat, ventilaţie, epurare, producerea de aer comprimat etc.).

O încercare de a stabili, pe baza datelor din literatură, structura consumurilor energetice conduce la datele estimative prezentate în tabelul 2.

Tabelul 1

Structura surselor energetice din turnătorii

Sursa energetică	Ponderea, %
Combustibil solid	37—42
Combustibil lichid	13—16
Combustibil gazos	23—28
Electrotermie	20—25

Tabelul 2

Repartizarea consumurilor energetice pe faze ale procesului

	Specificarea consumului	Ponderea, % parţial	Ponderea, % total
Consumuri energetice tehnologice	Elaborare	5—60	75—85
	Tratamente termice	15—20	
	Încălzire oale şi melanjoare	4—7	
	Alte operaţii tehnologice	4—7	
Consumuri energetice netehnologice	Încălzire ateliere	6—8	18—22
	Alte operaţii (iluminat, ventilaţie, epurare etc.)	10—14	

Preevaluarea consumurilor energetice la producerea unei tone de piese turnate de bună calitate este o operaţie dificilă, deoarece aceste consumuri depind de mulţi factori, cum ar fi: complexitatea piesei turnate, tipul agregatelor termice, posibilităţile de aplicare a normelor de gospodărire energetică, gradul de tehnicitate a turnătoriei, calificarea personalului etc.

În prezent, consumurile energetice specifice aproximative realizate în turnătoriile din lume sînt cele prezentate în tabelul 3.

Pentru cazuri particulare, consumul de energie specific se poate determina aproximativ prin calcule, folosind relaţia:

$$W_g = \frac{k_1}{\eta_1}(I_1 + I_2) \qquad (1)$$

în care:

I_1 este entalpia teoretică de elaborare (entalpia de încălzire, topire şi supraîncălzire pînă la temperatura de elaborare);

I_2 — entalpia teoretică de tratament termic (energia necesară pentru încălzire pînă la temperatura de tratament);

k_1 — coeficientul de multiplicare prin care se ține seamă de celelalte consumuri energetice și de pierderile neprevăzute;

η_1 — gradul de utilizare a energiei în turnătoriile respective (tab. 3).

Tabelul 3

Consumuri energetice specifice globale

Produsul	Consumuri, GJ/t	η_1	k_1
Piese din oțel	10—18	0,25—0,4	2
Piese din fontă maleabilă sau din fontă cu grafit nodular	12—18	0,15—0,35	1,8—1,5
Piese din fontă cenușie	5—8	0,2—0,38	1,3
Piese din aliaje neferoase ușoare	12—16	0,15—0,2	1,7—1,5

În ultimul timp, pentru a se realiza o analiză cît mai obiectivă a dinamicii consumurilor energetice, se procedează la echivalarea consumurilor de energie din diverse surse în energie primară. Ecuația pe baza căreia se poate face echivalarea are forma:

$$W^{(p)} = e \cdot W \qquad (2)$$

unde:

$W^{(p)}$ este consumul specific de energie primară MJ/t;

W — consumul energetic înregistrat la agregat, kWh/t la cuptoarele electrice și în MJ/t la cupoarele cu combustie.

În cazul în care la cuptoarele cu combustie consumul energetic este dat sub forma consumului specific de combustibil B_s [kg; m³N comb/t] cu putere calorică inferioară H_i, atunci relația de echivalare este:

$$W^{(p)} = e \cdot B_s \cdot H_i \qquad (3)$$

În scopul calculării consumurilor de energie primară în consumuri de combustibil convențional de putere calorică $H_{c.c.} \cong 29$ MJ/kg, transformarea este dată de:

$$W_{c.c}^{(p)} = \frac{W^{(p)}}{H_{c.c.}}, \text{ kg.c.c/t} \qquad (4)$$

În relațiile de mai sus e reprezintă coeficienții de echivalare în energie primară a diverselor tipuri de energii folosite la agregat. Valorile recomandate în prezent pentru acești coeficienți sînt:

$e_c = e_p = e_{gn} = 1$ MJ/MJ pentru cărbune, păcură și gaz natural;

$e_K = 1{,}2$ MJ/MJ pentru cocs;

$e_{ee} = 10$ MJ/kWh pentru cazul folosirii energiei electrice.

Micșorarea marilor consumuri de energie în cadrul planului de gospodărire energetică a turnătoriilor se poate face acționînd pe trei căi principale:

— alegerea judicioasă a tipului de agregat termic;

— micșorarea consumurilor de energie necesare în interiorul conturului agregatului;

— reducerea consumurilor de energie din conturul secției (întreprinderii).

În lucrarea de față se vor prezenta în continuare unele aspecte legate de alegerea tipului de agregat.

Alegerea judicioasă a agregatului termic

Pentru faza de proiectare a unei turnătorii, alegerea agregatului termic este una dintre cele mai dificile probleme. Cu toate acestea, se poate aprecia că pentru rezolvarea acestui deziderat atenția trebuie concentrată asupra următoarelor criterii:

— performanțele de ordin termotehnologic și organizatoric;

— cheltuielile legate de desfășurarea procesului;

— posibilitățile de conducere și reglare a procesului termotehnologic;

— posibilitățile de îmbunătățire a condițiilor de muncă și a protecției mediului înconjurător.

Înainte de a se trece la analiza mai în detaliu a acestor criterii, trebuie arătat că problema cheie în alegerea agregatului este stabilirea tipului de cuptor după sursa energetică, altfel spus, găsirea răspunsului la întrebarea: „cuptor cu combustie sau cuptor electric?"

Considerații privind performanțele de ordin termotehnologic și organizatoric. Posibilitatea satisfacerii unor necesități de ordin termotehnologic și organizatoric constituie și în prezent criteriul prioritar în stabilirea tipului de agregat termic ce urmează a fi folosit în turnătorie.

În ceea ce privește agregatele pentru elaborare, analiza efectuată în acest sens trebuie să cuprindă referiri la o serie întreagă de aspecte, dintre care cele mai importante sînt: caracterul producției, capacități și producții orare, încărcarea cuptorului, posibilități de realizare a regimului termic, posibilitățile de reali-

zare a unui proces tehnologic prescris, indicele de scoatere la elaborare și calitatea condițiilor de muncă.

În cazul turnătoriilor de capacitate ridicată și cu un necesar orar de material mare sînt indicate a se folosi cubilourile intensive (pentru fontă), cuptoarele cu arc — UHP (pentru oțel și fontă) și cuptoarele cu vatră (pentru neferoase).

Productivități orare mari realizează și cuptoarele cu inducție cu creuzet de înaltă sau medie frecvență, dar la capacități mici. Pentru turnătoriile cu performanțe mari ale pieselor turnate sînt recomandabile cuptorul cu arc electric, cuptorul cu vatră sau cuptorul rotativ modernizat de mare capacitate (30—40 t). În situația în care turnătoria este organizată pe turnarea continuă a pieselor, fapt care revendică menținerea unei cantități de material-tampon, se pot utiliza în acest caz cuptoarele cu inducție (în special cele cu canal) și cuptoarele cu vatră sau cu creuzet (pentru neferoase). Dacă se are în vedere o turnătorie în care marca aliajului se schimbă des, atunci este bine a se alege cuptoare cu inducție, cuptoare cu arc electric sau cuptoare cu creuzet.

Tot în contextul considerentelor de ordin organizatoric trebuie arătat că la o alegere judicioasă capacitatea agregatului și puterea instalată trebuie adoptate în funcție de performanțele turnătoriei.

În condițiile dificile de aprovizionare existente astăzi, trebuie acordată o atenție deosebită posibilităților agregatului de a topi încărcături de calitate tot mai scăzută și mai ieftină. Astfel, avîndu-se în vedere creșterea rezervelor de fier vechi, sînt indicate cuptoarele electrice (în special cele cu arc electric), dar nu trebuie pierdut din vedere faptul că în ultimul timp și cubilourile intensive pot prelua în încărcătură ponderi tot mai mari din acest material. Dacă pentru topire se recirculă deșeuri de dimensiuni mari, pentru a se evita cheltuielile legate de spargere, acestea vor fi dirijate spre cuptoarele cu arc electric și cuptoarele cu vatră. Tot aceste cuptoare sînt recomandabile și în cazul unor încărcături ce conțin deșeuri impurificate cu cantități mari de amestec de formare. De asemenea, trebuie ținut seamă de faptul că folosirea la cuptoarele cu inducție a strunjiturilor este condiționată de pregătirea prealabilă a acestora, motiv pentru care în astfel de cazuri cuptorul cu arc electric devine superior.

În ceea ce privește posibilitățile de realizare a unui regim termic dorit, un prim parametru care interesează este capacitatea de supraîncălzire, fapt condiționat de creșterea în ultimii ani a cererii de fonte de înaltă calitate, în detrimentul fontelor cenușii. Superioare din acest punct de vedere sînt agregatele cu inducție, urmate în ordine de cuptorul rotativ și cuptorul cu vatră, ambele cu combustie. În acest sens trebuie menționat însă că în cubilourile intensive se pot obține temperaturi destul de ridicate ale fontei. Legat de capacitatea de supraîncălzire, trebuie concluzionat că cubiloul și cuptorul cu arc electric sînt agregate de topire, în timp ce ca agregate de supraîncălzire pot fi utilizate cuptoarele cu inducție, cuptorul rotativ și cuptorul cu vatră. În sprijinul acestei afirmații vin și datele din tabelul 4.

Tabelul 4

Randamente termice

Agregatul	Randamente termice	
	la încălzire și topire	la supraîncălzire
Cubilouri normale	0,6—0,7	0,05—0,1
Cuptoare cu inducție	0,6	0,65
Cuptoare cu arc electric	0,8	0,2

O altă chestiune care interesează în context este omogenizarea termică și chimică a topiturilor, un astfel de fenomen avînd loc în cuptorul cu inducție cu creuzet (datorită agitării electrodinamice), cuptorul rotativ (datorită rotirii) și, într-o bună măsură, în cubilou (datorită prezenței creuzetului sau antecreuzetului). Deficitare din acest punct de vedere sînt cuptorul cu vatră, cuptorul cu arc electric și cuptorul cu inducție cu canal, la acesta din urmă situația putînd fi îmbunătățită prin construirea a două canale.

Obținerea unor materiale metalice cu proprietăți ridicate este legată de posibilitatea desfășurării în agregatele pentru elaborare a procesului tehnologic prescris. O succintă comparație din acest punct de vedere între diversele tipuri de agregate este arătată în tabelul 5, la datele căruia mai trebuie adăugate următoarele aspecte :

— la cubilou separările de grafit se dizolvă mai greu în faza lichidă, ceea ce duce la obținerea unor fonte de a doua fuziune cu separări de grafit mari și neuniform repartizate, deci cu proprietăți mecanice mai scăzute ;

— la cuptoarele cu inducție și la cele rotative cu combustie supraîncălzirea fontei provoacă dezactivarea pronunțată a germenilor cu efect grafitizant, ceea ce îmbunătățește condițiile de modificare ulterioară ;

— în cuptoarele cu inducție nu pot fi menținute fontele modificate cu magneziu sau ceriu, deoarece aceste elemente se pot evapora ;

— chiar în condițiile unei tendințe sporite de albire, fontele obținute în cuptoarele cu

Tabelul 5

Performanțele tehnologice ale agregatelor pentru elaborare

Procesul	Cubilou	Cuptoare cu inducție	Cuptoare cu arc	Cuptor rotativ
Sulfurare	Depinde de componența cocsului	Nu	Nu	Nu
Desulfurare	Numai cu zgură bazică	Limtat	Cu zgură bazică	Limitat
Carburare	Da	Cu substanțe carburigene introduse în încărcătură sau în topitură		
Îmbogățire în siliciu	Limitat, chiar pierderi	Prin adăugare de feroaliaje		
Dezoxidare	Prin reducere cu Si			
Defosforare	Nu	Nu	Bună, cu zgură bazică	Nu
Reproductibilitatea comp. chimice	Satisfăcător	Bună	Bună	Bună

inducție au proprietăți mecanice mai ridicate (cu cca 30%) decît ale celor obținute în alte agregate ;

— capacitatea de asimilare a siliciului cea mai ridicată se înregistrează la cuptoarele cu inducție ;

— conținutul de azot și de hidrogen este mai scăzut cu 30—50% la fontele elaborate în cuptoarele cu inducție, în raport cu cele obținute în cuptorul cu arc sau cubilou ;

— carburarea este un proces mai simplu și mai ieftin la cubilou (la cuptoarele cu inducție carburarea se realizează mai ușor la un C_e mai mic, motiv pentru care este recomandabil ca topirea să se facă la siliciu redus, urmînd a se carbura pînă la carbonul dorit și a completa apoi siliciul în vederea obținerii carbonului echivalent impus).

Referitor la indicele de scoatere la elaborare, determinat de mărimea pierderilor prin ardere și la calitatea condițiilor de muncă, este unanim recunoscut că agregatele electrice sînt net superioare celor cu combustie.

În ceea ce privește tratamentul termic al pieselor turnate, este recomandabil să se facă toate eforturile pentru ca proprietățile materialelor să se obțină direct din elaborare și turnare, evitîndu-se pe cît posibil acest proces consumator de energie. În cazul în care producția de piese tratate este de serie mare, este indicată utilizarea cuptoarelor cu funcționarea continuă, de tip traversat, cu împingător. De asemenea, trebuie reținută ideea că în multe cazuri calitatea tratamentului realizat în cuptoare cu combustie (mai ales în cele cu atmosferă controlată și tuburi radiante) este comparabilă cu cea obținută la agregatele electrice.

Unele aspecte privind cheltuielile de producție. Datorită creșterii în ultimul timp a prețurilor de achiziție a materiilor prime, materialelor și combustibililor, criteriul economic de alegere a agregatului termic are o importanță tot mai mare, în unele situații chiar hotărîtoare.

Pentru a se aprecia economicitatea funcționării agregatului termic, trebuie luate în considerare diversele categorii de cheltuieli, dintre care vor fi detaliate în continuare următoarele : cheltuieli cu materiile prime, cheltuieli pentru consumurile energetice, cheltuieli pentru retribuire, cheltuieli pentru acoperirea pierderilor metalice, cheltuieli cu investițiile și cheltuieli pentru condiții de muncă și protecția mediului.

Cel mai mare consumator de materii prime din turnătorii este reprezentat de cuptoarele pentru elaborare. Pentru unele țări socialiste, comparația care se poate face între diversele cheltuieli necesare pentru obținerea unei tone de fontă lichidă este prezentată, orientativ, în tabelele 6 și 7.

Tabelul 6

Structura cheltuielilor pentru obținerea fontei lichide, %

Natura cheltuielii	*1*	*2*	Natura cheltuielii	*1*	*2*
Încărcătură	73	71,5	Transporturi	0,8	1,4
Energie înregistrată	16,3	16,2	Retribuții	1,3	1,6
Refractare	0,4	1,2	Amortizări și reparații	0,6	2,7
Fluxuri și fondanți	0,1	0,3	Pierderi prin ardere și rebuturi	7,5	3,7
Apă de răcire	—	1,4			

1 — cubilou normal ; *2* — cuptor cu inducție

Tabelul 7

Comparație între cheltuielile pentru obținerea fontei lichide, %

Natura cheltuielii	*1*	*2*	Natura cheltuielii	*1*	*2*
Încărcătură	100	76	Transporturi	100	130
Energie înregistrată	100	83	Retribuții	100	95
Refractare	100	237	Amortizări și reparații	100	400
Fluxuri și fondanți	100	160	Pierderi prin arderi și rebuturi	100	40

1 — cubilou normal (baza = 100%) ; *2* — cuptor cu inducție

Tabelul 8

Consumuri energetice specifice la agregatele pentru elaborare

Tipul cuptorului	Material elaborat	Consumuri specifice de energie		
		înregistrată,	primară,	
		kWh/t	GJ/t	kg c.c/t
Cuptor cu arc, acid	oţel	500—600	5—6	172—205
Cuptor cu arc, bazic	oţel	600—700	6—7	205—240
Cuptor cu inducţie	oţel	650—800	6,5—8	225—275
Cuptor cu inducţie (frecvenţă joasă)	fontă	550—600	5,5—6	190—205
Cuptor cu inducţie	aluminiu	500—600	5—6	172—205
Cuptor cu inducţie	bronz	400—500	4—5	138—172
		GJ/t		
Cuptor cu creuzet cu combustie	bronz	4,2—6,5	4,2—6,5	148—225
	alamă	2,9—5,4	2,9—5,4	100—186
	aluminiu	3,8—6,5	3,8—6,5	131—225
Cuptor cu vatră cu combustie	aluminiu	3,3—4,1	3,3—4,1	113—140
Cuptor rotativ cu combustie	oţel	6,5—9	6,5—9	225—310
	fontă	5—8	5—8	172—275
Cubilou normal	fontă	3,7—5,4	4,5—6,5	155—225
Cubilou intensiv	fontă	2,4—3	2,9—3,6	100—124

Tabelul 9

Consumuri energetice specifice (GJ/t amestec) la cuptoarele cu combustie pentru uscare (energie înregistrată = energie primară)

Tipul cuptorului	Material uscat	Consum
Cuptor rotativ	nisip	0,35—0,42
Cuptor cu strat fluidizat	nisip	0,27—0,35
Cuptor vertical	miezuri	0,6—1,35
Cuptor continuu cu transportor orizontal	forme	0,75—1,0
Cuptor cameră cu vatră mobilă	forme	0,25—0,35

Ponderea mare a cheltuielilor cu încărcătura de la cuptoarele cu combustie se datorează costului foarte mare al fontelor brute, motiv pentru care trebuie încurajată construcţia de cubilouri intensive la care se poate mări în încărcătură ponderea de fier vechi şi de fontă de afinare.

În ceea ce priveşte cheltuielile pentru energie (care pot fi calculate apelînd la datele din tabelele 8—10) trebuie făcută o remarcă. În prezent beneficiarul suportă aceste cheltuieli pe baza consumurilor şi tarifelor înregistrate la cuptor. Pentru a demonstra dacă alegerea tipului de agregat este în concordanţă cu nevoile naţionale, ar trebui ca aceste cheltuieli să se calculeze în funcţie de energia primară consumată după o relaţie de forma:

$$C_{c.e} = W_{c.c.}^{(p)} \cdot P_{c.e}, \text{ lei/t} \qquad (5)$$

în care $P_{c.e}$ este preţul combustibilului convenţional.

Tabelul 10

Consumuri energetice specifice la cuptoarele pentru tratamente termice

Tipul cuptorului	Destinaţia	Consumuri de energie	
		înregistrată,	primară,
		kWh/t	GJ/t
Cuptor electric continuu	Maleabilizare	600—800	6—8
Cuptor electric cu elevator	Maleabilizare	400—700	4—7
Cuptor electric continuu	Normalizare	300—500	3—5
	GJ/t		
Cuptor cameră cu vatră mobilă cu combustie	Normalizare	3—5	3—5
Cuptor cameră cu vatră fixă cu combustie	Maleabilizare	12—16	12—16
Idem	Neferoase	2—3	2—3
Cuptor cu împingător cu combustie	Normalizare	2,5—4	2,5—4
Idem	Neferoase	1,2—1,5	1,2—1,5

Dacă se fac astfel de calcule, rezultă că, în funcţie de energia consumată din rezerva primară naţională, cuptoarele cu combustie sînt cel puţin egale celor electrice.

La cuptoarele pentru elaborare, cheltuielile legate de aprovizionarea cu alte materiale (refractare, fluxuri, fondanţi etc.) de transporturi, retribuţii şi investiţii sînt mai mici la cuptoarele cu combustie. Superioritatea agregatelor electrice se manifestă însă în două

direcţii cu pondere importantă: cheltuielile privind acoperirea pierderilor prin arderea elementelor (arderea elementelor la cubiloul bazic este de 3—4%, la cubiloul acid, de 3—3,5%, la cuptorul cu arc electric, de 2%, iar la cuptoarele cu inducţie, de max. 0,5%) şi cheltuieli legate de protecţia mediului, care sînt destul de ridicate la cubilou, considerat a fi agregatul cel mai poluant din turnătorii.

Posibilităţile de conducere şi reglare şi de îmbunătăţire a condiţiilor de muncă. În această privinţă este uşor de demonstrat că agregatele electrice sînt de preferat cuptoarelor cu combustie. În acest context însă trebuie reţinută ideea că agregatele cu combustie pot fi utilate cu aparatură de reglare automată a procesului de ardere şi cu instalaţii de epurare, fapt care permite ca, în condiţiile unei creşteri acceptabile a cheltuielilor pentru investiţii, calitatea procesului termotehnologic realizat în cuptoarele cu combustie să crească substanţial.

În concluzie trebuie arătat că alegerea agregatului este o problemă dificilă, care de multe ori este determinată nu numai de criteriile analizate, ci şi de motivări de ordin conjunctural. Cu toate acestea este bine a se reţine că nici un tip de agregat nu prezintă superioritate absolută şi că în ultimul timp agregatele cu combustie devin, din toate punctele de vedere, un concurent serios pentru cuptoarele electrice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Baney, J. În: Brit. Foundryman, Anglia, nr. 9, 1981, p. XXV.

[2] Carlson, R. În: Mod. Cast, S.U.A., nr. 6, 1967, p. 99—104.

[3] Hoggarth, M. În: Gas Wärme Int., R.F.G., nr. 5, 1979, p. 260—268.

[4] Jonkoping, L. În: Giesserei, R.F.G., nr. 12, 1979, p. 397—400.

[5] Ostler, M. În: J. four électr., Franţa, nr. 4, 1982, p. 15—27.

[6] Sofroni, L. Elaborarea şi turnarea aliajelor. Buc., E.D.P., 1975.

[7] Sumihin, V. S. În: Lit. proizv., U.R.S.S., nr. 3, 1980, p. 1—2.

[8] Ulmer, G. În: Fonderie, Franţa, nr. 369, 1977, p. 219—236.

[9] Ulmer, G. În: Fonderie, Franţa, nr. 349, 1975, p. 333—342.

[10] Ulmer, G. În: Fonderie-Fond. d'auj., Franţa, nr. 13, 1982, p. 33—40.

[11] Wetzlan, L. În: Giesserei, R.F.G., nr. 12, 1979, p. 427—430.

[12] Wubbenhorst, H. În: Giesserei, R.F.G., nr. 7, 1976, p. 117—159.

DOCUMENTARE

Instalaţii cu plasmă pentru producerea ferocromului (Plasmachrome), buretelui de fier (Plasmared) şi recuperarea căldurii reziduale prin termoficare

După zece ani de cercetare în vederea utilizării la scară industrială a tehnologiei cu plasmă, în prezent se duc tratative cu firma SKF Steel Engineering AB, Hofors, Suedia.

Două consorţii, de care aparţin şi uzinele energetice care furnizează curentul electric oraşelor Stockholm şi Malmö, vor monta două instalaţii cu plasmă — o instalaţie de reducere directă a fierului (Plasmared) în Stockholm şi o instalaţie pentru ferocrom (Plasmachrome) în Malmö. Este prevăzută utilizarea energiei sub formă de gaz şi apă caldă pentru termoficare. Ambele proiecte vor necesita investiţii de aproximativ 1 mld. coroane suedeze. Prima instalaţie cu plasmă utilizabilă la scară industrială, care a fost comandată de firma Scandust AB firmei SKF Steel, se află în curs de construcţie la Landskrona, Suedia, şi va funcţiona pe baza procedeului Plasmadust, pentru recuperarea zincului, fierului şi a altor metale din praful zburător de la oţelării.

Procedeele de prelucrare a metalului şi de gazificare, pentru care există mai multe variante, folosesc căldura intensivă de la producerea plasmei pentru reducerea minereurilor metalice sau a prafurilor cu conţinut metalic.

Deoarece plasma constituie o sursă de căldură care nu arde, se îmbină randamentul mare cu caracteristicile nepoluante. Avantajele ambelor aspecte au fost valorificate pînă în prezent la toate cele trei instalaţii amintite.

Instalaţia din Stockholm va produce anual 190 000 t de material preredus. Agentul reducător se obţine prin gazificarea cărbunelui într-un reacător cu plasmă, iar gazul cald face contact cu peletele de minereu în recipientul de reducere (Plasmared). Avantajele sînt de două feluri. Minereul se transformă în burete de fier de înaltă calitate, iar datorită temperaturii mari din instalaţie se distrug toţi componenţii organici din gaz. Se produc anual 600 GWh de gaz pur care se folosesc de administraţia locală la termoficare. Cantitatea de energie produsă corespunde cu 80 000 t de cărbune pe an, ceea ce este echivalent cu reducerea emisiei de sulf cu aproximativ 800 t.

Instalaţia din Malmö va fi dimensionată pentru o producţie anuală de 78 000 t de ferocrom, pentru producerea de oţel inoxidabil şi de oţel de scule. S-a ales această amplasare a instalaţiei pentru a uşura exportul produsului pe piaţa europeană.

Instalaţia Plasmachrome va furniza anual aproximativ 100 GWh de căldură pentru termoficare. Prin funcţionarea acestei instalaţii se reduce anual consumul de combustibili fosili cu aproximativ 33 000 t.

Făcînd abstracţie de randamentul relativ, prin arderea obişnuită a acestor combustibili s-ar degaja în atmosferă în jur de 300 t de sulf. Procedeul pe bază de plasmă reduce în mod considerabil degajarea de sulf.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 9, 1984, p. 422*)

Proiectarea unui calculator analogic electric pentru studiul solidificării lingourilor și pieselor turnate din aliaje feroase și neferoase

Dr. ing. C. Bratu, prof. dr. ing. L. Sofroni, ing. S. Cocolaș
Institutul politehnic — București
ing. O. Bogdan, ing. M. Anghel și ing. A. Mărășescu
Întreprinderea de mașini grele — București

CZ: 621.746.628 : 681.32

Metoda de modelare electrică a procesului de solidificare a fost dezvoltată de Paschis și Beuken [1] și se bazează pe analogia care există între fluxul de căldură în regim nestaționar și cantitatea de electricitate într-un circuit neinductiv.

Ecuația lui Fourier pentru un flux de căldură unidimensional are forma:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \qquad (1)$$

în care:

T este temperatura;
a — coeficientul de difuzivitate termică;
t — timpul;
x — distanța.

Ecuația deplasării sarcinii electrice în lungul unui conductor de rezistență și capacitate uniform repartizată dar de inducție nulă este de forma:

$$\frac{\partial U}{\partial t} = \frac{1}{RC} \cdot \frac{\partial^2 U}{\partial x^2} \qquad (2)$$

în care:

U este tensiunea;
R — rezistența electrică;
C — capacitatea electrică;
x — numărul de elemente.

Se observă că ecuația (1) este analoagă cu ecuația (2) dacă se înlocuiește T cu U și „a" cu raportul $\frac{1}{RC}$.

Dificultatea care apare în aplicarea acestei analogii duce la valori ale lui „C" foarte mari din cauza valorii foarte scăzute a lui „a".

Beuken a remarcat faptul că „a" intervine prin mărimea dimensională $\frac{a \cdot t}{x^2}$ și că scăderea valorii absolute a lui „a" nu influențează în cazul în care „t" crește în aceeași proporție.

Sînt două tipuri de modele ale calculatorului Beuken:

— într-unul se caută să se obțină cel mai lung timp electric posibil cu ajutorul rezistențelor și capacităților utilizabile practic (aceasta este metoda pusă la punct de Beuken și dezvoltată de Paschis);

— în celălalt tip de calculator se determină timpul electric minim compatibil cu ecuația conducției electrice pentru o precizie aleasă aprioric. Valorile capacităților și rezistențelor sînt ușor de procurat din domeniul caracteristicilor pieselor radio (aceasta este metoda lui Brokmeier).

Calculatorul analogic tip Beuken este descris pe larg în lucrările [1] și [2] și prezintă unele dezavantaje care sînt prezentate în aceleași lucrări.

În lucrarea de față se propune un calculator analogic electric tot de tip Beuken dar îmbunătățit, deoarece s-au avut în vedere atît variația proprietăților termofizice ale aliajului și formei de turnare, cît și variația unor parametri tehnologici (de exemplu a temperaturii de turnare). Calculatorul are în componență pe lîngă rezistențe și capacități și unele componente electronice.

Principiul de funcționare a instalației experimentale pornește de la ideea că piesa turnată și forma sînt constituite dintr-un număr foarte mare de blocuri și sînt astfel așezate încît să rezulte forma geometrică a piesei sau a formei.

Totodată trebuie să se introducă între piesa turnată și formă blocuri de capacități termice, iar în jurul formei, blocuri de aer. Blocurile ce modelează proprietățile termofizice au fost confecționate din rezistențe și capacități electrice, astfel introduse în circuitul electric încît să reprezinte forma geometrică a piesei turnate și a formei.

Fenomenul de cădere a temperaturii dintre piesă și formă se înlocuiește cu fenomenul de cădere a tensiunii determinate de descărcarea condensatoarelor.

O parte a circuitului electric format din blocurile înseriate ale piesei turnate, interstițiu de aer, formă și aer, este reprezentată în figura 1.

Principalele etape în funcționarea blocului care modelează piesa turnată sînt:

— încărcarea condensatoarelor C_S și C_{L-S} la tensiunea corespunzătoare temperaturii de turnare și a condensatorului C_L la tensiunea corespunzătoare temperaturii lichidus;

— intrarea în circuit a condensatorului C_L în momentul în care tensiunea din nod a ajuns la tensiunea corespunzătoare temperaturii lichidus ; scoaterea din circuitul electric a condensatoarelor C_L și C_{L-S} în momentul în care tensiunea din nod a ajuns la tensiunea corespunzătoare temperaturii lichidus, în continuare în circuit va rămîne numai condensatorul C_S care modelează capacitatea termică în stare solidă.

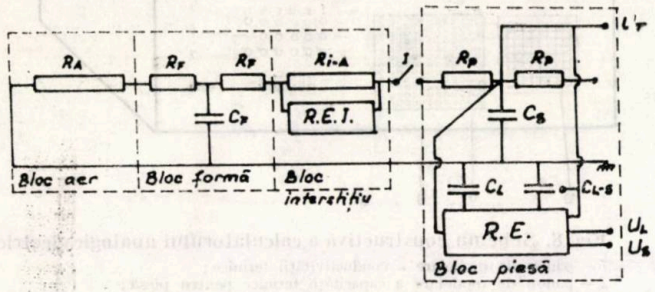


Fig. 1. Schema principiului de funcționare a calculatorului analogic electric :

R_p – rezistențe de modelare a rezistenței termice a piesei ;
C_L – condensator de modelare a căldurii latente de solidificare ;
C_S – condensator de modelare a capacității termice a piesei în stare solidă ;
C_{L-S} – condensator de modelare a diferenței dintre capacitatea termică în stare lichidă și cea în stare solidă ;
R.E. – releu electronic cu rolul de a realiza conectarea sau deconectarea din circuit a condensatoarelor ;
U_T – tensiune corespunzătoare temperaturii de turnare ;
U_L – tensiune corespunzătoare temperaturii lichidus ;
U_S – tensiune corespunzătoare temperaturii solidus ;
R_{I-A} – rezistență care modelează interstițiul de aer ;
R.E.I. – releu electronic cu rolul de a introduce în circuitul electric rezistența R_{I-A}

Curba de funcționare a acestui bloc este similară curbei de răcire a aliajului lichid. Blocul interstițiului de aer dintre piesă și formă funcționează astfel : rezistența R_{I-A} intră în circuit în momentul în care s-a format primul strat de metal solidificat, deci în momentul în care la suprafața piesei s-a atins temperatura solidus. Această rezistență determină o cădere de tensiune în circuit corespunzătoare scăderii de temperatură datorită rezistenței termice a interstițiului de aer.

Blocul formei se realizează din rezistențe R_F și capacități C_F, care modelează capacitatea termică a materialului formei.

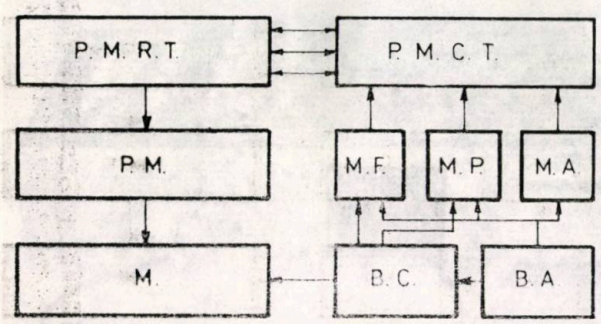


Fig. 2. Schema bloc a calculatorului analogic electric :

B.C. – bloc de comandă ; *B.A.* – bloc de alimentare ; *MF* – model de formă ; *M.P.* – model de piesă ; *M.A.* – model de aer ; *P.M.C.T.* – panou de modelare a capacității termice ; *M.P.R.T.* – panou de modelare a rezistenței termice ; *P.M.* – panou de măsură ; *M* – instrument de măsură (înregistrator)

Blocul de aer se compune din rezistențe R_A, care modelează rezistența termică a aerului înconjurător.

În figura 2 se prezintă schema bloc a calculatorului analogic electric. Schema electronică de principiu a blocului de comandă este dată în figura 3, iar schema electronică de comandă prin relee a calculatorului este prezentată în figura 4. Blocul de alimentare are următoarele roluri :

— încărcarea condensatoarelor care modelează capacitatea termică a piesei ;

— asigură alimentarea celor trei blocuri (*MP*, *MF* și *MA*) ;

— asigură tensiunile de referință U_T, U_L, U_S ;

— asigură funcționarea blocurilor de comandă *MP*, *MF*, *MA* ; sînt blocuri care dirijează modificările proprietăților termofizice ale sistemului piesă-interstițiu aer-formă. Schemele

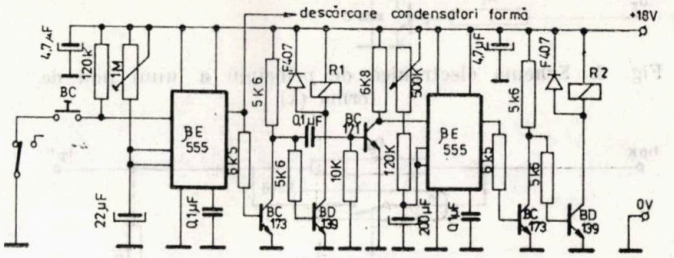


Fig. 3. Schema electronică de principiu a blocului de comandă

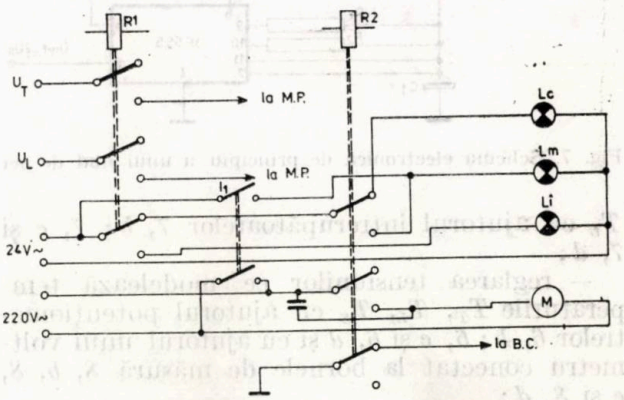


Fig. 4. Schema electrică de comandă prin relee a calculatorului

de principiu ale acestor blocuri sînt prezentate în figurile 5, 6 și 7.

În figura 8 se prezintă schema constructivă a calculatorului analogic, iar în figura 9, o vedere generală a calculatorului.

La determinarea curbelor de variație a temperaturii aliajului lichid după turnarea în formă, se parcurg următoarele etape :

— alimentarea releelor electrice cu ajutorul întrerupătorului *6*, *a* ;

— punerea în funcțiune a surselor de tensiune pentru modelarea temperaturilor T_l, T_s,

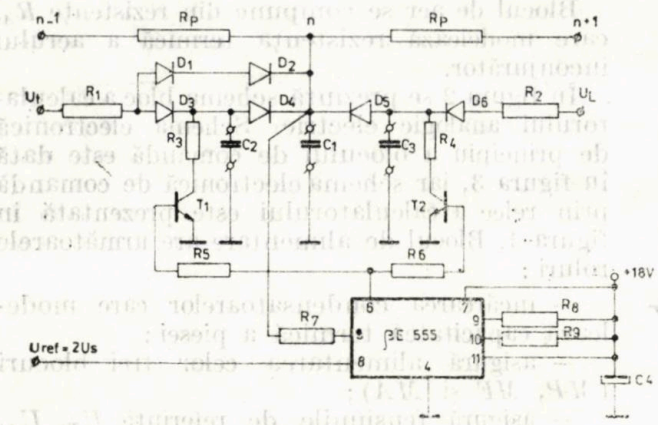


Fig. 5. Schema electronică de principiu a unui nod de piesă(n

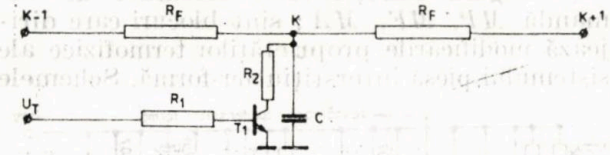


Fig. 6. Schema electronică de principiu a unui nod de formă (k)

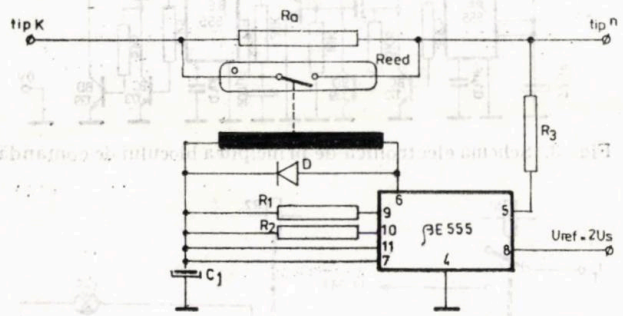


Fig. 7. Schema electronică de principiu a unui nod de aer

T_L cu ajutorul întrerupătoarelor *7*, *b*; *7*, *c* și *7*, *d*;

— reglarea tensiunilor ce modelează temperaturile T_T, T_L, T_S cu ajutorul potențiometrelor *6*, *b*; *6*, *c* și *6*, *d* și cu ajutorul unui voltmetru conectat la bornele de măsură *8*, *b*, *8*, *c* și *8*, *d*;

— reglarea duratei necesare obținerii curbelor de răcire cu ajutorul potențiometrului *7*, *f*;

— pentru declanșarea procesului se apasă pe dispozitivul de comandă *6*, *f*; în momentul declanșării se aprinde becul *5*, *f*, care funcționează timp de 30 s (timp necesar încărcării condensatoarelor), apoi trecerea la începerea procesului de transfer de căldură între piesă și formă se face în mod automat și este semnalizată de becul *5*, *e*;

— pentru începerea unui nou ciclu de funcționare se modifică punctul de măsură de pe panoul *9*, *a* și se acționează din nou dispozitivul *6*, *f*.

Calculatorul analogic electric prezintă o serie de avantaje față de cele descrise în lucrările [1]—[3] și anume:

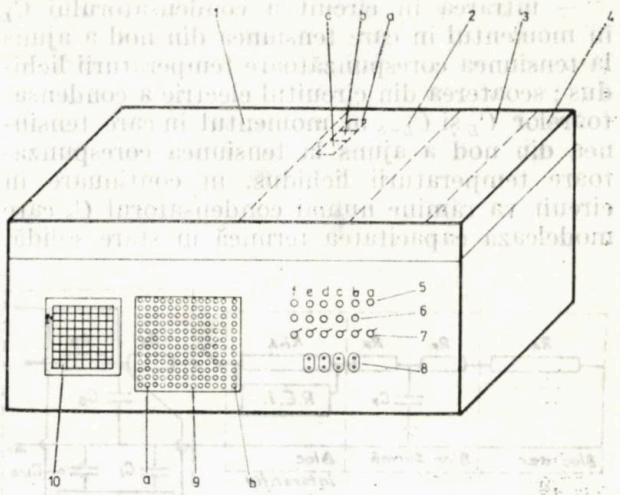


Fig. 8. Schema constructivă a calculatorului analogic electric:

1 — panou de modelare a conductivității termice;
2 — panou de modelare a capacității termice pentru piesă;
2, a — puncte pentru fixarea condensatoarelor ce modelează capacitatea termică în stare lichidă (C_{e-s});
2, b — puncte pentru fixarea condensatoarelor ce modelează capacitatea termică în stare solidă (C_S);
2, c — puncte pentru fixarea condensatoarelor ce modelează căldura latentă;
3 — panou de modelare a capacității termice pentru formă;
4 — panou de modelare a interstițiului de aer;
5 — becuri de semnalizare;
5, a — bec de semnalizare a alimentării releelor electrice;
5, b — bec de semnalizare a încărcării condensatoarelor la tensiunea ce modelează temperatura solidus;
5, c — bec de semnalizare a încărcării condensatoarelor la tensiunea ce modelează temperatura lichidus;
5, d — bec de semnalizare a încărcării condensatoarelor la tensiunea ce modelează temperatura de turnare;
5, e — bec de semnalizare a duratei transferului de căldură;
5, f — bec de semnalizare a duratei turnării;
6, b — potențiometru pentru reglarea temperaturii solidus;
6, c — potențiometru pentru reglarea temperaturii lichidus;
6, d — potențiometru pentru reglarea temperaturii de turnare;
6, e — potențiometru pentru aducere la zero a acului înregistratorului;
6, f — potențiometru pentru reglarea duratei transferului de căldură;
7, a — întrerupător de alimentare a releelor electronice;
7, b — întrerupător pentru tensiunea ce modelează temperatura solidus;
7, c — întrerupător pentru tensiunea ce modelează temperatura lichidus;
7, d — întrerupător pentru tensiunea ce modelează temperatura de turnare;
8, b — borne de măsură a tensiunii de alimentare solidus;
8, c — borne de măsură a tensiunii de alimentare lichidus;
8, d — borne de măsură a tensiunii ce modelează temperatura de turnare;
8, e — borne de ieșire a înregistratorului;
9 — panou de măsură;
9, a — borne de măsură;
9, b — borne de masă;
10 — înregistrator

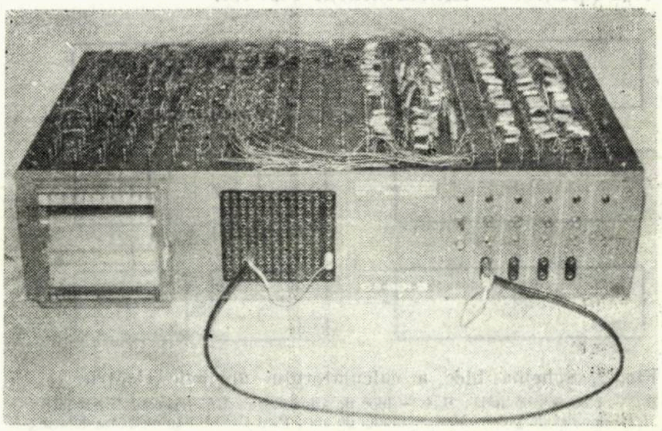


Fig. 9. Vedere generală a calculatorului analogic electric

— posibilitatea studierii transferului de căldură în piesele turnate din orice tip de aliaj (fontă, oțel, aliaje neferoase);

— posibilitatea studierii cîmpului de temperatură în peretele formei de turnare, indiferent de natura ei (metalică sau nemetalică);

— posibilitatea modelării la scară micro- și macroscopică în domeniul uni-, bi- și tridimensional;

— posibilitatea luării în considerare a dezvoltării căldurii latente de solidificare între lichidus și solidus, precum și a proprietăților termofizice ale aliajului și formei de turnare în funcție de temperatură;

— posibilitatea luării în considerare a rezistenței termice introduse de interstițiul de aer ce apare între piesă și formă;

— posibilitatea modelării oricărei configurații geometrice a piesei turnate sau a nodurilor termice din piesă;

— obținerea rapidă a curbelor izosolidus;

— obținerea unui număr suficient de valori pentru trasarea cu precizie a izotermelor de solidificare;

— posibilitatea obținerii prin metoda experimentală propusă a valorii fluxului de căldură transmis în timp, în orice secțiune a piesei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dardel, Yves *La transmission de la chaleur au cours de la solidification du réchauffage et de la trempe de l'acier.* În: Revue de Métallurgie, Franța, 1963.

[2] Tripșa, I. *Optimizarea proceselor de turnare, solidificare și încălzire a lingourilor de oțel.* București, Editura tehnică, 1975.

[3] Bratu, C. și Ciocan, N. *Studiul solidificării pieselor turnate cu ajutorul calculatorului analogic, prin modelare electrică.* Buletinul Institutului politehnic — București, Seria chimie-metalurgie, nr. 3, 1978, p. 91—103.

DOCUMENTARE

Firma Kawasaki Steel dezvoltă un procedeu de extragere a CO din gazul de convertizor

La sfîrșitul lunii martie 1984, societatea Kawasaki Steel a prezentat așa-numitul procedeu CO-PSA (PSA = Pressure Swing Adsorption: adsorbție prin presiune și vibrații) cu ajutorul căruia se extrage și se epurează cu cheltuieli reduse oxidul de carbon din gazul de convertizor. Firma Kawasaki a construit o instalație de încercare cu care de la începutul anului 1983 a făcut experiențe circa 1 000 de h de funcționare. Instalația pilot se află în uzinele Chiba și are o capacitate de 28 m³/h. Cu această instalație s-a extras oxid de carbon în cantitate de 99,9% din gazul de convertizor. Procedeul PSA se folosește în prezent pentru extragerea oxigenului din aer sau a hidrogenului din gazele de evacuare ale instalațiilor chimice. Procedeul funcționează pe două niveluri. În prima serie de turnuri de absorbție, dioxidul de carbon este absorbit din gazul de convertizor. În a doua serie de turnuri de absorbție se reține alte impurități, iar oxidul de carbon este condus mai departe în instalațiile de epurare. Nu se folosește un agent de absorbție special. Pentru separarea amestecului de CO și azot într-o a doua fază a procesului de absorbție, se vor regla cu exactitate debitul gazului și presiunea din coloană, deoarece în caz contrar componentele nu pot fi separate.

Procedeul CO-PSA a fost dezvoltat de firma Kawasaki Steel împreună cu firma Osaka Oxygen Industries și urmează să fie comercializat pe piața mondială. Firma Kawasaki Steel a integrat în aprilie societatea Kawasaki Steel Chemical Company în vederea diversificării producției în domeniul produselor chimice. Se speră să se folosească CO ca materie primă pentru produse chimice, ca de exemplu acidul acetic și altele. Se prevede construirea unei instalații industriale.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 9, 1984, p. 442*)

Considerații teoretice și încercări experimentale privind fragilitatea și tratamentele termice ale oțelului feritic cu 25% Cr

Prof. dr. ing. N. Popescu,
conf. dr. ing. E. Cazimirovici
și ing. Mihaela Isac
Institutul politehnic — București

CZ : 620.178.2 : 539.56 : 621.785

Dezvoltarea impetuoasă a industriei petrochimice din R.S. România solicită industriei metalurgice realizarea de produse din oțeluri inoxidabile, anticorosive și refractare necesare fabricării de instalații pentru diferite procese de fabricație, instalații ce lucrează în condiții deosebite de temperatură, presiune și de medii agresive. Pentru cele mai multe din componentele instalațiilor petrochimice, se utilizează oțeluri austenitice crom-nichel sau chiar aliaje pe bază de nichel, scumpe și — multe dintre ele — importate.

O alternativă la oțelurile austenitice, pentru anumite condiții de lucru, o poate constitui utilizarea oțelurilor feritice cu 20—30% Cr, mult mai ieftine și care mai au și avantajul unei prelucrări mai ușoare prin deformare plastică la cald. În fabricația, prelucrarea și utilizarea oțelurilor feritice cu crom ridicat apar totuși unele dificultăți, care limitează folosirea lor pe scară mai largă. Aceste dificultăți au la bază sensibilitatea mărită a oțelurilor feritice clasice la crestăturile de orice natură, situate pe suprafața produselor supuse prelucrării prin deformare (rizuri, zgîrieturi, imprimări etc.) și ale căror efecte fragilizante sînt accentuate de temperaturile coborîte (inclusiv temperatura ambiantă) și de viteza de solicitare mecanică.

Fragilități specifice oțelurilor cu 25% Cr. Cauze și măsuri de evitare

Toate lucrările care se referă la studiul oțelurilor feritice clasice [1]—[5] menționează trei tipuri de fragilități specifice acestor oțeluri : fragilitatea de 475°C, fragilitatea prin faza σ și fragilitatea de călire de la temperaturi foarte ridicate.

Fragilitatea de 475°C apare la menținere mai mult sau mai puțin îndelungate în intervalul de temperaturi cuprinse între 350—550°C sau la răciri lente prin acest interval. Efectele ei — constînd din creșterea proprietăților de rezistență, creșterea raportului $R_{p0,2}/R_m$ și reducerea plasticității și a ductilității la temperatura ambiantă — sînt accentuate de prezența concentratorilor de tensiuni de orice tip, precum și de deformarea anterioară la rece, ca și de orice faze separate anterior (nitruri). Această fragilitate este produsă de unele procese ce au loc în substructura feritei. După unii cercetători ar fi vorba despre apariția unor aglomerări de atomi de crom pe anumite plane cristalografice (aglomerări de tipul zonelor G.P. din aliajele de aluminiu), iar după alții, de o transformare monofazică de tipul $\alpha - \alpha'$, faza α' deosebindu-se de faza α prin concentrația mai mare în crom (70—80% Cr) și prin faptul că are o rețea ordonată și o substructură orientată, defavorabilă generării și deplasării dislocațiilor.

Fragilitatea prin faza σ (compusul definit FeCr) se manifestă după menținerea sau răcirea lentă a oțelului în intervalul de temperaturi cuprins între 550 și 870°C (în funcție de compoziția oțelului). Apare mai rar în oțelurile clasice aliate suplimentar cu 1,5 — 3,0%Al, element care inhibă formarea fazei σ.

Fragilitatea de călire de la temperaturi ridicate se manifestă atunci cînd oțelul este încălzit la temperaturi foarte ridicate (peste 1 100°C) și este răcit rapid, astfel încît pe marginea grăunților de ferită se formează carburi intergranulare și o mică proporție de austenită, care se transformă în constituenți duri și fragili. Este agravată de creșterea exagerată a grăuntelui feritic.

În afară de aceste fragilități cu caracter special , în oțelurile feritice clasice cu 25% Cr și 0,05—0,15% C se întîlnește frecvent o fragilitate constitutivă, care se manifestă prin pierderi neașteptate de plasticitate și ductilitate, în special la produsele mai subțiri, cum sînt țevile, conductele și recipienții de reacție, la transport și stocare, atunci cînd aceste produse sînt solicitate dinamic și la temperaturi relativ coborîte. Comportamentul labil al oțelului se observă și în situații relativ normale, prin împrăștierea mare a caracteristicilor de rezistență, plasticitate și ductilitate, determinată de factori de mărime, mod de prelevare și mod de prelucrare a epruvetelor de încercări mecanice la temperaturi ambiantă. Pe de altă parte, însă, tendința către rupere fragilă și sensibilitatea la crestătură a oțelului pot fi mult diminuate și chiar anulate, dacă produsele sînt solicitate (îndoite sau încercate la șoc) la temperaturi de ordinul a 200—300°C, cînd caracteristicile de plasticitate și ductilitate cresc brusc. Acest comportament specific (întîlnit și la unele oțeluri martensitice cu crom ridicat și siliciu, cum sînt oțelurile refractare pentru supape de evacuare) este legat de temperatura de tranziție ductil/fragil, care la aceste oțeluri este mult superioară temperaturii am-

biante (100—200°C, în funcție de compoziția chimică și starea oțelului).

Temperatura de tranziție ductil/fragil ridicată și anularea tendinței către fragilitate, prin încălzire la 200—300°C, au condus la presupunerea că ele au drept cauză principală procese ce au loc în substructura oțelului, în care dislocațiile pot să interacționeze cu atomi interstițiali (C, N) liberi. Această supoziție a fost confirmată prin cercetările lui Binder și Spendelow, efectuate în anul 1951, precum și de unele cercetări ulterioare [6]—[8], care au arătat că pentru a se coborî temperatura de tranziție ductil/fragil și a se reduce tendința către fragilitatea la crestătură este necesar ca suma interstițialilor C + N să fie menținută sub următoarele valori maxime:

%Cr în oțel	20	25	30
%(C+N) max. pentru $T_{tranz} < T_{amb}$	0,040	0,025	0,015

Pe această bază s-au creat noi mărci de oțeluri feritice, cu conținut foarte scăzut de interstiții și aliate suplimentar cu cca 1% Mo și stabilizate cu Ti sau Nb, dar care trebuie să fie elaborate și turnate prin procedee speciale, cum sînt procedeele VOD (Vacuum Oxygen Decarburising) sau AOD (Argon Oxygen Decarburising). Deoarece aceste procedee sînt în curs de perfecționare și se confruntă cu unele dificultăți de aplicație largă, prin costul ridicat al instalațiilor, singura măsură capabilă să atenueze tendința către fragilitate a oțelurilor feritice cu 25% Cr și conținut obișnuit de atomi interstițiali (0,06—0,12% C+N) o reprezintă aplicarea unor tratamente termice adecvate.

Ținînd seamă de faptul că oțelurile în discuție nu au transformări de fază legate de transformarea polimorfă $\alpha \rightleftharpoons \gamma$, singurul tratament termic aplicabil este recoacerea de corectare a unor defecte de substructură introduse de prelucrările prin deformare plastică și prin sudare.

Situațiile în care se impune aplicarea tratamentului de recoacere sînt:

a — deformarea plastică la cald, terminată la temperaturi foarte ridicate (peste 1 000°C), cînd este posibilă instalarea fragilității de supraîncălzire (este de menționat că în acest caz recoacerea are eficiență redusă, din cauza granulației feritice grosolane, care nu mai poate fi modificată și este un factor agravant de fragilizare);

b — deformarea plastică la cald (mai exact la semicald), terminată la temperaturi prea coborîte (700—750°C), care introduce tensiuni interne suplimentare și conferă și o anumită stare de ecruisare remanentă;

c — deformarea plastică la temperaturi inferioare temperaturii de recristalizare, situate în domeniul fragilității de 475°C (fasonarea prin îndoire, răsucire, ambutisare etc. la temperaturi de 300—600°C, cînd oțelul are o rezistență la deformare scăzută și o bună plasticitate);

d — deformarea plastică la temperatura ambiantă (cînd aceasta este posibilă și este utilizată în scopul durificării prin ecruisare a produselor ce se utilizează la temperatura ambiantă);

e — sudarea, care introduce tensiuni termice și eventuala fragilizare de 475°C.

Pentru a se evita refragilizarea prin fazele α' sau σ, temperatura de recoacere trebuie să fie situată în intervalul 650—850°C, cu durate scurte și cu răciri accelerate sau rapide. Intervalul 650—750°C este util pentru recoacerea de detensionare, de recristalizare parțială și de eliminare a fragilității de 475°C, iar intervalul 750—850°C este cel mai indicat pentru eliminarea tuturor defectelor introduse de deformarea plastică sau de sudare.

Materialul și metodica de cercetare

Materialul de cercetare l-a constituit țeava laminată la cald cu dimensiunile ∅ 114/9 mm din oțel Sicromal 12, cu următoarea compoziție chimică: 0,07%C; 0,41%Mn; 1,45%Si; 24,50%Cr; 1,50%Al; 0,020%P; 0,015%S; 0,15%Ti; 0,24%Ni; 0,13%Cu; 0,06%V.

Țeava era destinată fabricării unor serpentine cu diametrul interior de 750 mm, prin îndoire și răsucire pe dorn. Încercările preliminare au arătat că serpentina nu se poate forma la temperatura ambiantă, atît din cauza forțelor mari necesare, cît și apariției unor fisurări și crăpături pe partea întinsă în cursul îndoirii amorsate pe rizurile provenite de la polizarea țevii.

În această situație s-a impus efectuarea unui studiu al stării de livrare și stabilirea unor tratamente termice posibile de aplicat, pentru a reduce rezistența la deformare și a conferi oțelului plasticitatea necesară.

Studiul stării de livrare s-a efectuat prin încercări de duritate de tracțiune, de îndoire pe dorn și prin analiză microstructurală. Rezultatele obținute au scos în evidență o stare de durificare relativă a oțelului ($HB_{5/750}$ = 207—217 și R_m = 575, 593 și 690 N/mm²), o plasticitate redusă și neuniformă (A_5 = 3, 8 și 24%) și o deformabilitate foarte redusă (unghiul de rupere la îndoire pe dorn cu diametrul de 9 mm — egal cu grosimea de perete a țevii — a fost de 16, 30 și 45°). Microstructura a fost caracterizată prin granulație foarte neuniformă pe grosimea peretelui țevii (diametrul mediu al grăuntelui de ferită fiind de 30—60 μm în zona exterioară a peretelui, de 80—90 μm la

cca 3 mm de suprafață și de 150—180 μm pe fibra mediană a peretelui). În plus, s-a constatat prezența unor șiruri de incluziuni colțuroase de carbură sau carbonitrură de titan, confirmată și prin imaginea de raze X la microsonda electronică.

Pentru a stabili tratamentul termic posibil de aplicat, pentru a înlătura starea de livrare necorespunzătoare, s-au efectuat încercări de recoacere în intervalul 300—800°C, pe probe 9 × 9 × 110 mm, cu durate de menținere de 1 h și cu răcire în aer liniștit. Verificarea tratamentelor termice s-a efectuat prin încercări de duritate, de tracțiune (probe prelucrate la Ø5 mm), de rezistență la încovoiere prin șoc (probe 9 × 9 × 55 mm fără crestătură, neprelucrate) și de îndoire pe dorn cu diametrul de 9 mm.

Rezultate — interpretare și concluzii

Încercările de duritate (fig. 1) arată că oțelul se afla deja într-o stare de durificare (197—217 *HB*), care s-a păstrat la recoacerea până

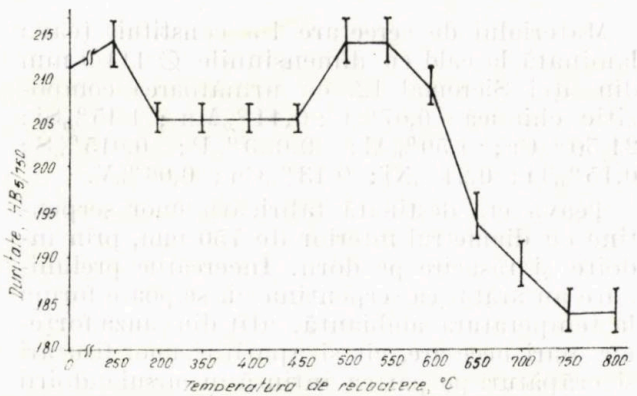


Fig. 1. Variația durității cu temperatura de recoacere

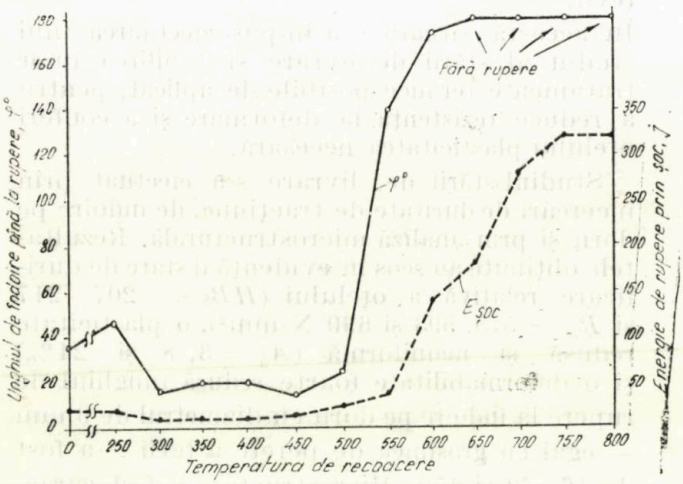


Fig. 2. Variația unghiului de îndoire pe dorn (φ°) și a energiei de rupere prin șoc (*E* șoc) în funcție de temperatura de recoacere

la cca 450°C, s-a accentuat prin recoacerea la 500—600°C, dar s-a redus substanțial prin recoacerea la 750—800°C (182—187 *HB*).

Efectul pozitiv al recoacerii la temperaturi peste 600°C este clar pus în evidență de variația unghiului de îndoire și a energiei de rupere prin șoc (fig. 2), ambele caracteristici prezentînd valori foarte scăzute în stare inițială și prin recoaceri la 250—550°C și o creștere netă a valorilor după recoacerea la 600—800°C. Deoarece în microstructură nu se observă nici o modificare, este evident că îmbunătățirea bruscă a caracteristicilor de deformabilitate și de ductilitate se datorește eliminării unor obstacole în calea deplasării prin alunecare a dislocațiilor din substructura oțelului (atmosfere de interstiții, aglomerări de atomi de crom, eventual faza α', aglomerări de dislocații produse de o prealabilă deformare plastică la semicald). Răcirea accelerată după recoacere a evitat reapariția obstacolelor respective.

În ceea ce privește încercarea la tracțiune, aceasta nu a dat rezultate la fel de concludente ca încercările de îndoire și de șoc, deoarece la o parte din epruvete ruperile s-au produs în afara reperelor pentru alungire, iar la celelalte dispersia valorilor de alungire la rupere este relativ mare. Cu toate acestea, concluzia generală este că, prin recoacerea la 650—800°C, rezistența la rupere scade la valori de 570—610 N/mm², iar alungirea la rupere este — în toate cazurile — superioară valorii de 10%, fiind cuprinsă în intervalul larg de 10—28%. Aceste rezultate confirmă faptul că oțelul clasic cu peste 0,04% C, chiar în stare recoaptă la 700—800°C prezintă o împrăștiere caracteristică pentru valorile alungirii de rupere.

BIBLIOGRAFIE

[1] Colombier, L. și Hochman, E. *Aciers inoxydables, aciers réfractaires.* Paris, Dunod, 1955.

[2] Meskin, V. *Osnovi leghirovaniia stali.* Moscova, Metallurghizdat, 1964.

[3] Himușin, F. F. *Nerjaveiușcie stali.* Moscova, Metallurghizdat, 1967.

[4] * * * *Metals Handbook.* Ohio, ASM, 1951.

[5] Houdremont, E. *Handbuch der Sonderstahlkunde.* Düsseldorf, Springer, 1956.

[6] Abo, H. ș.a. *The Role of Carbon and Nitrogen on the Toughness and Intergranular Corrosion of Feritic Steels.* În: Stainless Steel '77, Amax, S.U.A., 1977.

Steigerewald, H. ș.a. *The Physical Metallurgy of Fe—Cr—Mo Ferritic Stainless Steel.* În: Stainless Steel '77, Amax, S.U.A., 1977.

[8] Steicher, A. M. *Stainless Steel: Past, Present and Future.* În: Stainless Steel '77, Amax, S.U.A., 1977.

Ing. Smaranda Dumitrescu
Întreprinderea de mașini grele — București

Influența degradării la iradiere a oțelurilor inoxidabile austenitice asupra performanțelor echipamentelor nucleare *)

CZ: 669.14.018.8: 539.12.04

Planul național de dezvoltare a energeticii nucleare impune cunoașterea aprofundată a influenței pe care o au calitatea materialelor și comportarea acestora în condițiile specifice nucleare asupra fiabilității componentelor nucleare.

Articolul se referă la un obiectiv complex și o preocupare de lungă durată, în scopul obținerii cunoștințelor necesare stabilirii prescripțiilor ce trebuie impuse aliajelor și tehnologiilor celor mai potrivite pentru realizarea lor.

Pe plan internațional, problema calității materialelor folosite în execuția componentelor nucleare și a influenței radiațiilor asupra acestora în timpul exploatării reactoarelor nucleare s-a bucurat și continuă să se bucure de un interes larg.

Este de notat că și în R.S.R. s-a acordat atenție acestei probleme, prin colaborările desfășurate pînă în prezent între I.F.A. și I.M.G.B.

Prezenta lucrare se limitează la tratarea influenței radiațiilor neutronice asupra unor fenomene și proprietăți ale oțelurilor inoxidabile austenitice din seria 300, conform normelor americane AISI, oțelurile 304, 316 și 347.

Aceste oțeluri se folosesc pe scară largă la nivel mondial ca materiale structurale ale reactoarelor rapide FBR și în unele cazuri în construcția reactoarelor termice, cum sînt de exemplu reactoarele CANDU.

Această lucrare prezintă o serie de rezultate din străinătate și din țară, obținute la diferite temperaturi de iradiere și de efectuare a încercărilor mecanice.

Fenomene care apar la iradiere în oțelurile inoxidabile austenitice

Iradierea cu neutroni provoacă în oțelurile austenitice modificări la nivelul rețelei cristaline, unele dintre acestea fiind detectabile chiar la nivelul perceptibil cu microscopul electronic.

Energia radiațiilor neutronice determină la nivelul rețelei cristaline migrarea lacunelor și atomilor, îndeosebi a atomilor interstițiali, deplasarea dislocațiilor și interacțiunea dintre atomii interstițiali și dislocații.

Această interacțiune conduce la formarea atmosferelor de tip Cottrell, atmosfere ce provoacă blocarea dislocațiilor; acestea au ca efecte creșterea limitei de curgere și micșorarea plasticității oțelului [1].

Un alt fenomen, care se poate produce la iradiere, este acela de aglomerare a lacunelor și formare de lacune cu dimensiuni de ordinul a 750 Å.

Iradierea cu neutroni provoacă de asemenea, în condiții de temperaturi înalte și fluxuri mari de iradiere, fenomene de dezintegrare cum sînt:

$$^{10}_{5}B + ^{1}_{0}n \rightarrow ^{7}_{3}Li + ^{4}_{2}He \quad \text{reacție } (n, \alpha)$$

$$\left.\begin{array}{l} ^{28}_{14}Si \rightarrow ^{31}_{15}P,\ ^{32}_{16}S \\ ^{52}_{24}Cr \rightarrow ^{55}_{25}Mn \rightarrow ^{56}_{26}Fe \rightarrow ^{59}_{27}Co \rightarrow ^{58}_{28}Ni \\ ^{58}_{28}Ni \rightarrow ^{64}_{29}Cu \rightarrow ^{65}_{30}Zn \rightarrow ^{70}_{31}Ga \end{array}\right\} \text{reacții } (n, \gamma)$$

Reacțiile (n, γ) pot fi urmate de reacții de captură de electroni, ducînd la reducerea numărului atomic, de exemplu $^{52}_{24}Cr \rightarrow ^{51}_{23}V$ [2].

Întrucît borul se află de preferință segregat la limitele grăunților, heliul rezultat din dezintegrarea borului, care se află ca impuritate de ordinul 0,6 p.p.m. în oțelul austenitic, formează bule la limitele de grăunți. Aceste bule slăbesc limitele grăunților, cu efecte negative asupra plasticității și cu favorizarea propagării fisurilor intergranulare.

Din totalitatea heliului rezultat din reacțiile de dezintegrare, heliul produs de reacția borului reprezintă în jur de 5%; restul de 95% heliu rezultă din interacțiunea dintre fluxul de neutroni rapizi și atomii de fier, nichel, cupru. Dar atomii de heliu astfel rezultați sînt repartizați relativ uniform în interiorul grăunților și nu au efect negativ asupra plasticității și proprietăților de rezistență [2].

Sulful și fosforul, rezultați din reacția (n, γ) a siliciului, influențează negativ plasticitatea prin segregarea lor la limitele grăunților.

Aceste fenomene, separat sau în asociație, influențează proprietățile mecanice ale oțelurilor austenitice, în funcție de fluxul de neutroni, de temperaturile de iradiere și de încercare.

Efectele iradierii asupra proprietăților de rezistență

Iradierea cu fluxuri scăzute, mai mici de 10^{21} n/cm^2. În aceste condiții de iradiere, atunci cînd temperaturile de expunere și încercare la tracțiune sînt mai mici de 530°C, temperatură mai mică decît 1/2 din temperatura absolută de topire a oțelurilor inoxidabile, modificările

*) — Comunicare la a X-a Consfătuire a termo-energeticienilor din R. S. România.

intervenite în comportarea la tracțiune se manifestă prin creșterea limitei de curgere și reducerea plasticității, după cum se arată în figurile 1 și 2 [3].

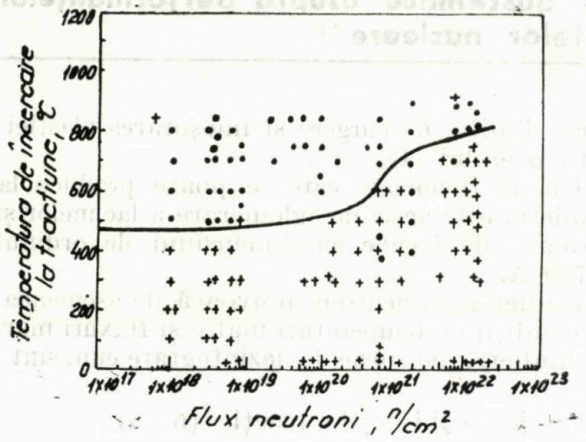


Fig. 1. Influența temperaturii de încercare la tracțiune asupra variației valorii limitei de curgere a oțelului inoxidabil 300, supus la iradiere cu neutroni. Semnul (+) indică creșterea limitei de curgere, iar semnul (·) indică absența oricărui efect al iradierii

Aceste schimbări se datorează blocării dislocațiilor de către aglomerările de atomi interstițiali, prin formarea atmosferelor Cottrell.

La temperaturi mai mari de 530°C, nu mai are loc creșterea limitei de curgere, întrucît atît mobilitatea atomilor, cît și a dislocațiilor este suficient de mare pentru a nu avea loc fenomenul de blocare a dislocațiilor. În schimb, are loc o micșorare pronunțată a plasticității, exprimată prin alungire și gîtuire, ca urmare a apariției bulelor de heliu la limitele grăunților.

În figura 2 este arătată influența valorii fluxului de neutroni asupra alungirii la rupere. Se constată că alungirea se micșorează continuu cu creșterea fluxului de neutroni, la toate temperaturile de încercare la tracțiune; pentru fluxuri mai mici de 10^{21}n/cm², micșorarea alungirii este foarte pronunțată.

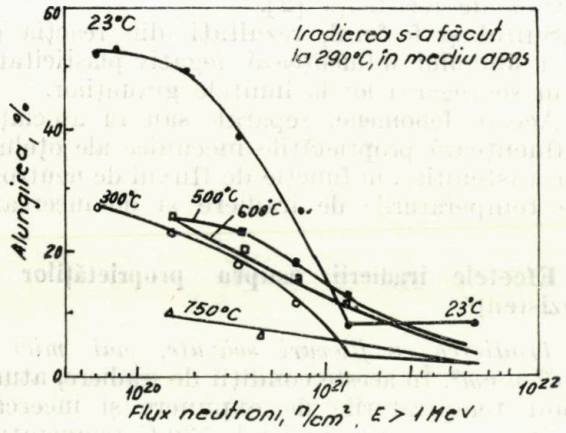


Fig. 2. Influența valorii fluxului de neutroni asupra alungirii oțelului inoxidabil 304, la diferite temperaturi de încercare la tracțiune

Iradierea cu fluxuri înalte, mai mari de 10^{21}n/cm². În cele ce urmează sînt expuse rezultatele obținute în urma a trei studii independente efectuate în reactoare ETR, la expuneri cu fluxuri joase și înalte și în EBRE II pe oțelurile inoxidabile 304 L, 316, 347.

După cum se arată în figura 1, la fluxuri mai mari de 10^{21}n/cm² ($E > 1$MeV), limita de curgere crește cu temperatura de încercare la tracțiune.

Cercetările au arătat că, în acest caz, creșterea limitei de curgere nu se mai datorează fenomenului de blocare a dislocațiilor, ci este consecința apariției bulelor de heliu la limita grăunților.

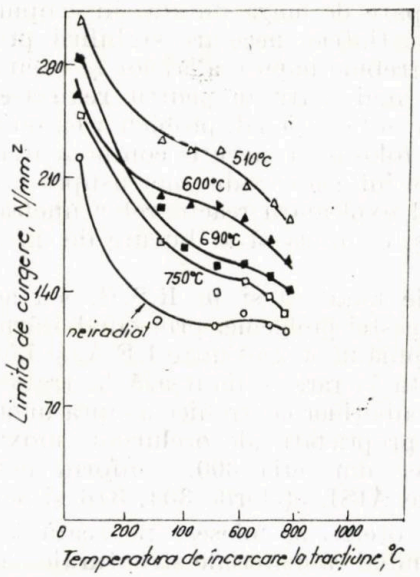


Fig. 3. Variația limitei de curgere în funcție de temperatura de încercare la tracțiune pentru oțelul inoxidabil 316, iradiat cu un flux de neutroni de cca 1×10^{21}n/cm² ($E > 1$MeV) la diferite temperaturi

În figura 3 este prezentată influența temperaturii de iradiere, în intervalul 540 — 750°C, asupra limitei de curgere. Se constată că, pentru o anumită temperatură de încercare, valoarea limitei de curgere scade cu creșterea temperaturii de iradiere; totodată, pentru toate temperaturile de iradiere, ca și în cazul oțelului neiradiat, limita de curgere scade cu creșterea temperaturii de încercare.

Paralel cu creșterea limitei de curgere scade plasticitatea.

În figura 4, în care este ilustrată influența temperaturii de iradiere, în intervalul 540—750°C, asupra alungirii la rupere, în condițiile unui flux constant de circa 1×10^{21}n/cm² ($E > 1$ MeV), se constată o micșorare relativ moderată pînă la temperatura de încercare de 500°C, alungirea micșorîndu-se pînă la 30%, și o scădere rapidă la temperaturi de încercare cuprinse între 500 și 800°C, la temperatura de 800°C înregistrîndu-se o valoare a alun-

girii de 1,5 %. După cum se observă, comportarea oțelului neiradiat este total diferită [2].

În figura 5 este prezentată influența iradierii asupra oțelului inoxidabil 304 la 538°C, cu fluxuri ridicate de neutroni, de ordinul $1,4 \times 10^{21}$ n/cm² ($E > 0,18$ MeV), într-un reactor FBRE II.

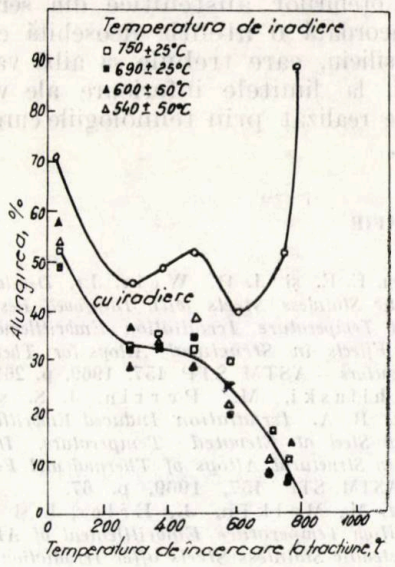


Fig. 4. Variația alungirii în funcție de temperatura de încercare la tracțiune pentru oțelul inoxidabil 316, iradiat cu un flux de neutroni de cca 1×10^{21}n/cm² ($E > 1$MeV) la diferite temperaturi

În cazul încercării la tracțiune la temperatura ambiantă, este pusă în evidență creșterea sub influența iradierii a valorii rezistenței de rupere și a limitei de curgere, în raport cu valorile înregistrate în lipsa iradierii.

Influența iradierii asupra rezistenței de rupere la tracțiune dispare la temperatura de încercare de 450—500°C, iar influența asupra limitei de curgere se anulează la temperatura de încercare de 700—750°C.

În figura 6 se arată, pentru același oțel și în aceleași condiții de flux și de temperatură de expunere, influența iradierii asupra alungirii. La temperaturi mai mici decît 450°C, valoarea

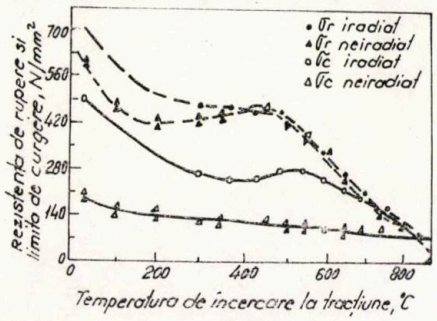


Fig. 5. Variația limitei de curgere și rezistenței de rupere în funcție de temperatura de încercare la tracțiune, pentru oțelul inoxidabil 304, iradiat cu un flux de neutroni de cca $1,4 \times 10^{22}$n/cm² ($E > 0,18$ MeV), la temperatura de 538°C, FBRE—II

alungirii oțelului 304 este aproximativ jumătate din valoarea alungirii oțelului 304 neiradiat, iar la 650°C alungirea are valoarea minimă de cca 4%.

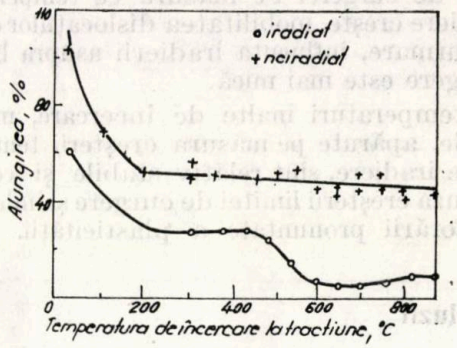


Fig. 6. Variația alungirii în funcție de temperatura de încercare la tracțiune pentru oțelul inoxidabil 304, iradiat cu un flux de neutroni de cca $1,4 \times 10^{21}$n/cm² ($E > 0,18$MeV) la 538°C, în FBRE—II

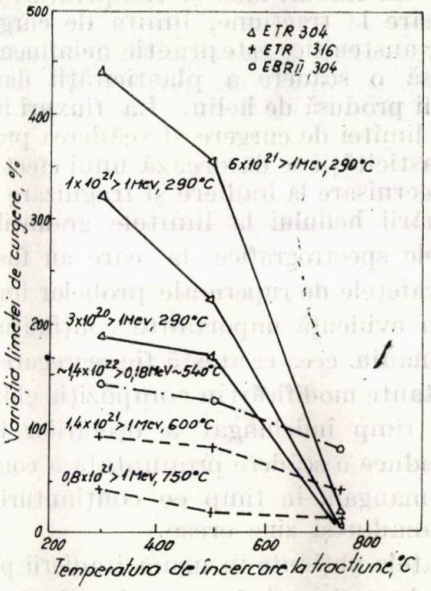


Fig. 7. Variația limitei de curgere în funcție de temperatura de încercare la tracțiune, pentru diferite oțeluri inoxidabile iradiate cu fluxuri de neutroni diferite, la temperaturi cuprinse în intervalul 290—750°C

În figura 7 sînt reunite rezultatele experiențelor anterioare, fiind dată dependența creșterii procentuale a limitei de curgere pentru diferite temperaturi de iradiere și fluxuri neutronice.

După cum se vede, iradierea cu fluxuri mici de la 10^{20} la 10^{21}n/cm² ($E > 1$MeV), la temperatură joasă de ordinul a 290°C, produce o ecruisare mult mai pronunțată decît iradierea la temperatură înaltă ; în schimb, la temperaturi înalte de încercare la tracțiune, peste 600°C, ecruisarea este mai pronunțată în cazul iradierii la temperaturi ridicate în raport cu iradierea la temperaturi joase.

Acest efect se poate interpreta astfel: la temperaturile scăzute de iradiere, atmosferele de tip Cottrell, care se formează, blochează dislocaţiile, avînd drept consecinţă creşterea limitei de curgere. Pe măsură ce temperatura de iradiere creşte, mobilitatea dislocaţiilor creşte şi, ca urmare, influenţa iradierii asupra limitei de curgere este mai mică.

La temperaturi înalte de încercare, macrolacunele, apărute pe măsura creşterii temperaturii de iradiere, sînt relativ stabile şi constituie cauza creşterii limitei de curgere şi îndeosebi a micşorării pronunţate a plasticităţii.

Concluzii

Lucrarea de faţă a încercat să demonstreze că fenomenul de ecruisare a oţelurilor inoxidabile austenitice este prezent după iradiere şi la temperaturi înalte de încercare mecanică, de 750°C. La fluxuri mici şi temperaturi înalte de încercare la tracţiune, limita de curgere a oţelurilor austenitice este practic neinfluenţată; apare însă o scădere a plasticităţii datorită fragilizării produsă de heliu. La fluxuri înalte, creşterea limitei de curgere şi scăderea pronunţată a plasticităţii se datorează unui efect combinat de ecruisare la iradiere şi fragilizare datorită formării heliului la limitele grăunţilor.

Analizele spectrografice la care au fost supuse suprafeţele de rupere ale probelor iradiate au pus în evidenţă importante conţinuturi de zinc şi vanadiu, ceea ce atestă fie segregarea lor, fie importante modificări în compoziţia chimică. Iradierea timp îndelungat a oţelurilor inoxidabile produce o scădere pronunţată a conţinutului de mangan, în timp ce conţinuturile de cupru, vanadiu şi zinc cresc.

Rezultatele obţinute în urma iradierii probelor de oţel cu fluxuri de aproximativ 2×10^{22} neutroni rapizi/cm^2 atestă că conţinutul de bor trebuie să fie de maximum 0,6 p.p.m., pentru ca proporţia de heliu, care rezultă din dezintegrarea borului, să nu fie mai mare de 5% din totalitatea heliului rezultat din reacţiile de dezintegrare.

Sulful şi fosforul, rezultate din dezintegrarea siliciului, produc fragilizarea oţelurilor. De aceea, în cazul oţelurilor austenitice din seria 300, trebuie acordată o atenţie deosebită conţinutului de siliciu, care trebuie să aibă valori cît mai mici, la limitele inferioare ale valorilor posibil de realizat prin tehnologiile curente de elaborare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bloom, E. E. şi J. R. Weir, Jr. *Development of Austenitic Stainless Steels with Improved Resistance to Elevated Temperature Irradiation Embrittlement. Irradiation Effects in Structural Alloys for Thermal and Fast Reactors* — ASTM STP 457, 1969, p. 261.

[2] Kanghilaski, M., Perrin, J. S. şi Wullaert, R. A. *Irradiation Induced Embrittlement in Stainless Steel at Elevated Temperature. Irradiation Effects in Structural Alloys of Thermal and Fast Reactors* — ASTM STP 457, 1969, p. 67.

[3] Weisz, M., Malkin, J., Erler, J. şi Andre, J. P. *High Temperature Embrittlement of AISI Type 316 Austenitic Stainless Steels after Irradiation. Irradiation Effects in Structural Alloys for Thermal and Fast Reactors* — ASTM STP 457, 1969.

[4] Holmes, J. J., Robbins, R. E. şi Lovell, A. J. *Postirradiation Tensile Behavior of 300 Serie Stainless Steels. Irradiation Effects in Structural Alloys for Thermal and Fast Reactors* — ASTM STP 457, 1969

[5] Bloom, E. E. ş.a. *The effect of Irradiation Temperature on the Strength and Microstructure of Stainless Steels.* În: Journal of Nuclear Materials, vol. 22, 1967, p. 68.

[6] Martin, W.R. şi Weir, J. R. *The Effect of Irradiation Temperature on the Postirradiation Stress Strain-Behavior of Stainless Flaw and Fracture of Metals and Alloys in Nuclear Environment* — ASTM STP 380, 1965, p. 251.

[7] Irving, J. E. şi Bement, A. L. *Nature of Radiation Damage to Engineering Properties of Various Stainless Steel Alloys— The Effects of Irradiation on Structural Metals* — ASTM STP 426, 1967, p. 278.

[8] Martin, W. R. ş.a. *Fast Reactor Iradiation Effect on Type 316 and 17—4ph Steels* — ASTM, vol. 9, 1966, p. 50.

Conf. dr. ing. C. Pumnea
Academia de Studii Economice
București
dr. ing. M. Nica
Întreprinderea de cercetare și producție
piese forjate și turnate pentru aviație
București

Tehnologii de compactare izostatică a pulberilor și pieselor turnate din aliaje feroase și neferoase

CZ: 621.762

Procesele de presare izostatică (procedeul HIP = Hot Isostatic Pressing) au găsit în ultimul deceniu largi aplicații, depășindu-se faza experimentărilor de laborator și pilot, prin realizarea de unități industriale, cu performanțe tehnice deosebite și productivitate înaltă.

În esență, presarea izostatică este un procedeu de prelucrare mecanică, care constă în aplicarea unor presiuni izostatice foarte înalte (500—10 000 bar), cu ajutorul unui fluid (lichid sau gaz) pe fețele unui corp metalic, în scopul compactării acestuia. Procedeul se aplică atît la compactarea pulberilor metalice sau nemetalice introduse în capsule (conteinere) din tablă, cît și pieselor turnate din oțeluri și aliaje speciale, în scopul îndepărtării microretasurilor și suflurilor rezultate din turnare.

În domeniul metalurgiei pulberilor, presarea izostatică se aplică cu rezultate remarcabile la compactarea pulberilor din oțeluri rapide, maraging, anticorosive și refractare, superaliaje pe bază de nichel, precum și a carburilor dure și a materialelor compozite. În privința compactării pieselor turnate de precizie, este de reținut că acest procedeu a găsit în prezent largi aplicații în tehnologiile de obținere a pieselor din superaliaje pe bază de nichel și aliaje de aluminiu și titan, destinate în special industriei aeronautice.

În prezent, există pe plan mondial puține firme care realizează instalații de presare izostatică de înaltă competitivitate, dintre care trebuie amintite ASEA-Västerås (Suedia), Howmet Turbine Components Corp. (S.U.A.) și National Forge Europe (Belgia).

Construcția preselor izostatice. Presa izostatică (fig. 1) se compune dintr-un recipient de înaltă presiune *1*, închis la capete cu saboții de închidere *2* și *3*, în care se introduce mediul de presare izostatică, de regulă un gaz inert (argon), la presiuni cuprinse între 500 și 10 000 bar. Piesele supuse compactării (conteinerul cu pulbere sau piesele turnate), introduse în recipientul de presiune pe un suport-grătar *7*, sînt încălzite la temperatura optimă de compactizare cu ajutorul unei rezistențe electrice, protejată la exterior cu ecranul termic *4*, care evită încălzirea pereților recipientului (la instalația cu perete rece). Temperatura elementelor de încălzire rezistivă este controlată cu ajutorul mai multor termoelemente *8*, introduse radial prin peretele recipientului de presiune, în scopul înregistrării gradienților de temperatură pe verticală.

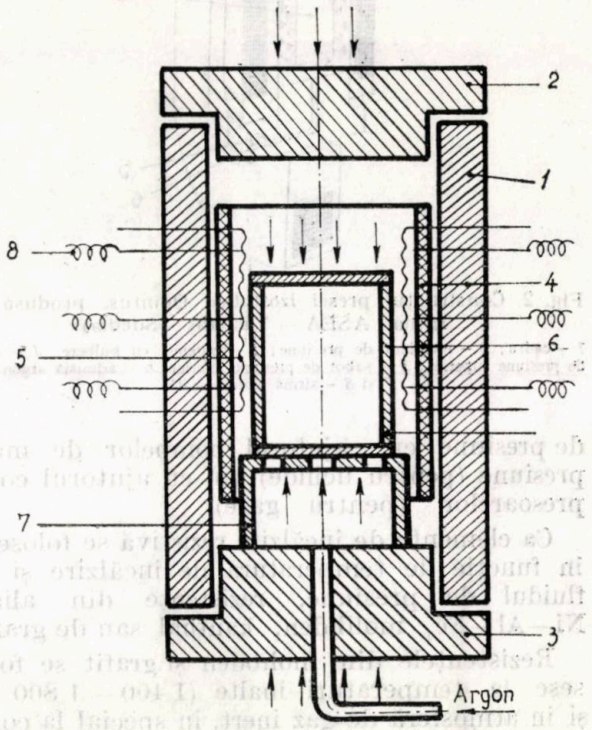


Fig. 1. Schema de principiu a unei prese izostatice: *1* — recipient de presiune; *2* și *3* — saboți de închidere; *4* — ecran termic; *5* — rezistență electrică; *6* — conteiner cu pulbere; *7* — suport cu grătar; *8* — termoelement

Presiunea izostatică din interiorul recipientului se transmite uniform pe toate fețele pieselor de compactat.

În figura 2 se prezintă construcția presei izostatice Quintus, produsă de firma ASEA-Västerås, la care rigidizarea se realizează cu ajutorul unor înfășurări din sîrmă pretensionată de mare rezistență, care acționează atît direct asupra recipientului de presiune, cît și asupra saboților de presiune *4* și *5*, prin intermediul cadrului *1*. Tensiunile exercitate de sîrma pretensionată sînt atît de mari, încît pereții recipientului de presiune se găsesc în permanență la o tensiune de comprimare superi-

oară presiunii la care este supus fluidul din interiorul recipientului în timpul presării.

Ca fluid de presiune, în cazul presării izostatice la rece se utilizează apa, uleiul sau aerul. La presarea izostatică la cald (HIP), agentul de presiune este un gaz inert (argon sau heliu). Fluidul de presiune este refulat în recipientul

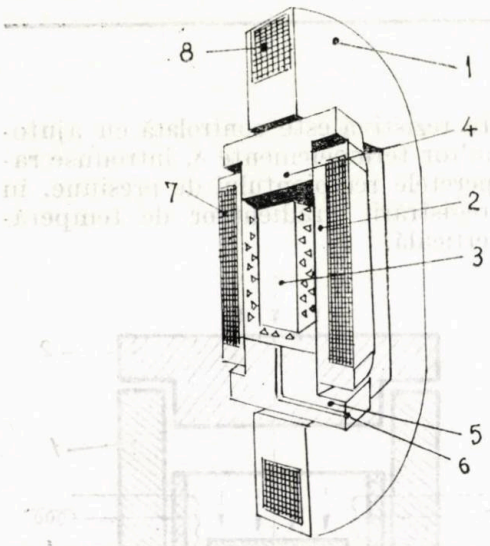


Fig. 2. Construcția presei izostatice Quintus, produsă de firma ASEA — Västerâs (Suedia):
1 — cadru; *2* — recipient de presiune; *3* — conteiner cu pulbere; *4* — sabot de presiune superior; *5* — sabot de presiune inferior; *6* — admisia argonului; *7* și *8* — sîrmă pretensionată

de presiune cu ajutorul pompelor de mare presiune (pentru lichide) sau cu ajutorul compresoarelor (pentru gaze).

Ca elemente de încălzire rezistivă se folosesc, în funcție de temperatura de încălzire și de fluidul de presiune, rezistențe din aliaje Ni—Al—Fe, molibden, kanthal sau de grafit.

Rezistențele din molibden și grafit se folosesc la temperaturi înalte (1 400 — 1 800 °C) și în atmosferă de gaz inert, în special la compactarea pulberilor și pieselor turnate din superaliaje pe bază de nichel; presele lucrînd cu astfel de rezistențe permit o răcire foarte rapidă, prin admisie de gaz inert rece.

Rezistențele din aliaje Ni—Al—Fe se folosesc la temperaturi de maximum 1 000°C, fiind indicate pentru instalațiile destinate prelucrării aliajelor din aluminiu și titan. Presele echipate cu rezistențe din Ni—Al—Fe pot fi realizate într-o gamă largă de tipodimensiuni, respectiv cu peretele rece sau cald, cu posibilități de încărcare pe sus sau pe jos.

Sistemul de încălzire cu sîrmă de kanthal oferă avantajul realizării celor mai scurte cicluri de lucru și a unor productivități înalte. Instalațiile dotate cu rezistențe din grafit sînt mai avantajoase din punct de vedere economic, ele necesitînd investiții și cheltuieli de întreținere mai scăzute, din care cauză, în stadiul actual, se fac demersuri intense în proiectare și producție, pentru extinderea folosirii preselor care funcționează cu astfel de rezistențe.

Utilizarea rezistențelor din grafit oferă și alte avantaje ca: rezistență mai bună la deformare, comparativ cu elementele de încălzire metalice, stabilitate mai bună la șocuri termice și modificare insensibilă cu temperatura a rezistivității electrice.

Este de menționat că firma National Forge Europe a realizat și instalații cu încălzire inductivă, care prezintă avantajele unei durabilități ridicate și posibilitatea aducerii într-un timp foarte scurt la temperatura de regim.

Instalațiile cu încălzire rezistivă pot fi concepute cu recipient de presiune rece pentru temperaturi înalte sau cu perete cald, acestea din urmă fiind indicate pentru temperaturi joase (<480°C). La presele cu perete cald, încălzirea recipientului de presiune se realizează la exterior cu ajutorul unei rezistențe electrice Ni—Al—Fe.

Instalațiile de presare izostatică pot fi încărcate la rece sau la cald. În cazul încărcării la rece, se practică sisteme de încărcare pe jos sau pe sus (fig. 3).

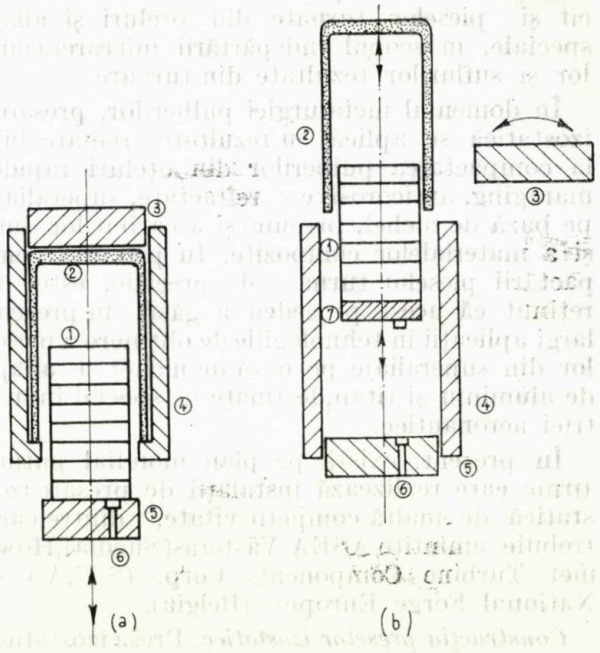


Fig. 3. Sisteme de încărcare la rece a preselor izostatice [2]:
a — încărcare pe jos; *b* — încărcare pe sus; *1* — încărcătură; *2* — ecran de izolare termică; *3* și *5* — dispozitiv de închidere; *4* — recipient de presiune; *6* — termoelement pentru controlul temperaturii pieselor de compactat; *7* — placă suport

Sistemul de încărcare pe sus este mai greoi, întrucît necesită scoaterea din recipient, la fiecare operație de încărcare, a ansamblului rezistență — ecran termic, ceea ce creează dificultăți în exploatarea și întreținerea instalației și creșterea ciclului de lucru. Alegerea sistemului de încărcare este determinată de tipul de încărcătură, de ciclul de lucru și de productivitatea instalației.

Instalațiile de presare izostatică realizate în prezent sînt utilaje de mare complexitate, deservite de sisteme de alimentare electrică, dulap de comandă, sisteme de măsurare a presiunii și a temperaturii de lucru, fiind echipate inclusiv cu microprocesoare pentru programarea și controlul ciclurilor de lucru.

În stadiul actual se realizează o diversitate de utilaje de presare izostatică, destinate atît pentru cercetări în fază de laborator și pilot, cît și pentru scopuri industriale, diferențiate prin temperatura și presiunea de lucru, precum și prin dimensiunile interioare ale recipientului de presiune (diametrul interior și lungimea utilă). În tabelul 1 se prezintă cîteva tipuri de prese de laborator realizate de firma National Forge Europe. Aceeași firmă a realizat și instalații industriale pentru temperaturi joase și înalte de lucru, ale căror caracteristici tehnice sînt indicate în tabelul 2.

Compactarea pulberilor metalice și nemetalice prin presare izostatică. Prin presare izostatică se pot compacta cu rezultate foarte bune pulberi metalice, ceramice sau materiale compozite în semifabricate (bare) sau chiar produse finite de mare compactitate. Metalurgia pulberilor, bazată pe compactarea izostatică, necesită următoarele operații succesive :

— topire în cuptoare de inducție în vid (pentru oțeluri și superaliaje pe bază de nichel) sau în instalații de retopire cu arc în vid (RAV) sau cu fascicul de electroni (RJE) pentru aliaje de titan ;

— pulverizarea (atomizarea) în instalații vidate, în jet de argon ;

— clasarea granulometrică a pulberilor, cu reținerea fracțiilor dorite ;

— degazarea pulberilor ;

— confecționarea conteinerelor (capsulelor) și conteinerizarea (capsularea) pulberii ;

— compactarea prin presare izostatică ;

— tratamentul termic și finisarea semifabricatelor sau produselor finite compactate.

O operație foarte importantă, de care depinde calitatea pulberilor și implicit a produselor compactate, este degazarea în vid, care se realizează în două etape : *predegazarea*, cînd pulberea este supusă la temperaturi de 50—150°C și presiuni de $0{,}1-10^{-2}$mbar în condiții staționare și *degazarea finală*, la 150—315°C și la $10^{-4}-10^{-5}$mbar, în condiții de curgere continuă. În figura 4 se prezintă schema instalației de degazare în vid MPD 40/300/05, de fabricație Leybold-Heraeus (R.F.G.).

Pulberile degazate în vid sînt conteinerizate în capsule standard din oțel, folosindu-se sistemul de umplere prin vibrare, în scopul atingerii unei densități maxime. Capsulele, după umplere și etanșare, sînt introduse în presa izostatică pentru compactare. Un astfel de sistem de lucru se practică în cazul preselor la care capsulele cu pulberi se pregătesc în afara presei (fig. 5, *a*). Umplerea se poate realiza și în recipientul de presiune, prin încorporarea capsulei în interiorul acestuia (fig. 5, *b*).

Este de menționat că încălzirea capsulelor cu pulberi necesită practic un timp suficient de îndelungat, întrucît acestea, avînd o conductivitate termică scăzută, nu pot absorbi decît o cantitate limitată de căldură în unita-

Tabelul 1

Prese izostatice de laborator [9]

Dimensiunile recipientului de presiune, mm diam. int. × lungimea utilă	2 100 bar Model nr.	4 200 bar Model nr.	7 000 bar Model nr.	10 700 bar Model nr.
50 × 150			NF100.2 × 6	NF150.2 × 6
100 × 600	NF30.4 × 24	NF60.4 × 24	NF100.4 × 24	NF150.4 × 24
150 × 450	NF30.6 × 18	NF60.6 × 18	NF100.6 × 18	NF150.4 × 24
250 × 600	NF30.10 × 24	NF60.10 × 24	NF100.10 × 24	
300 × 900	NF30.12 × 36	NF60.12 × 36		
350 × 900	NF30.14 × 36			

Tabelul 2

Prese izostatice industriale

Tipul	Temperatura maximă de lucru, °C	Presiunea maximă de lucru, bar	Dimensiunile recipientului de presiune, mm diam.int. × lung. utilă
Presă de temperatură înaltă	480	10 700	1 500 × 3 600
Presă de temperatură foarte înaltă	1 800°C	10 700	1 220 × 2 540

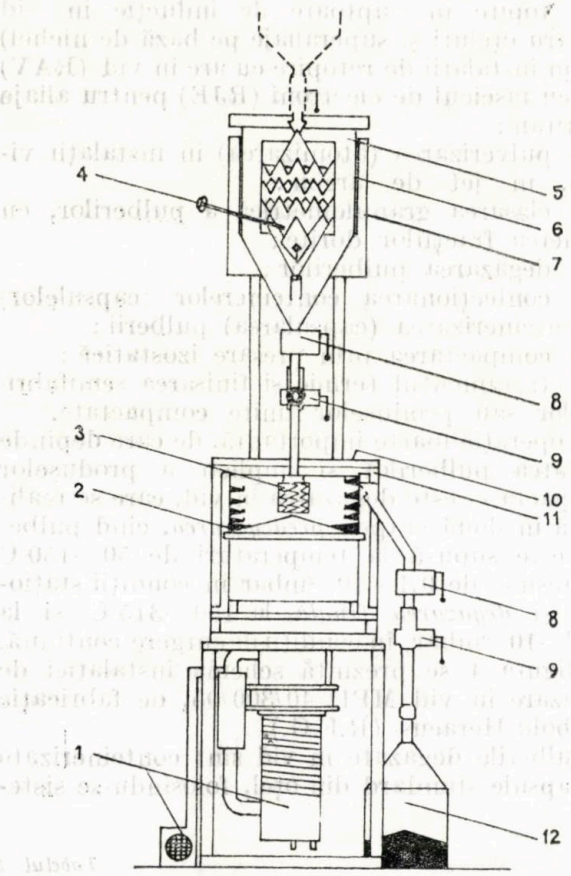


Fig. 4. Schema instalaţiei de degazare în vid a pulberilor metalice model MPD 40/300/05, Leybold-Heraeus, R.F.G. [11]:

1 – sistemul de pompare (pompă de difuzie); *2* – alimentator; *3* – rezistenţă de încălzire; *4* – termoelement; *5* – cameră de predegazare; *6* – manta de încălzire; *7* – manta de izolare; *8* – supapă pentru pulbere; *9* – supapă de vid; *10* – cameră de degazare finală; *11* – ecran de radiaţie; *12* – conteiner pentru pulbere degazată

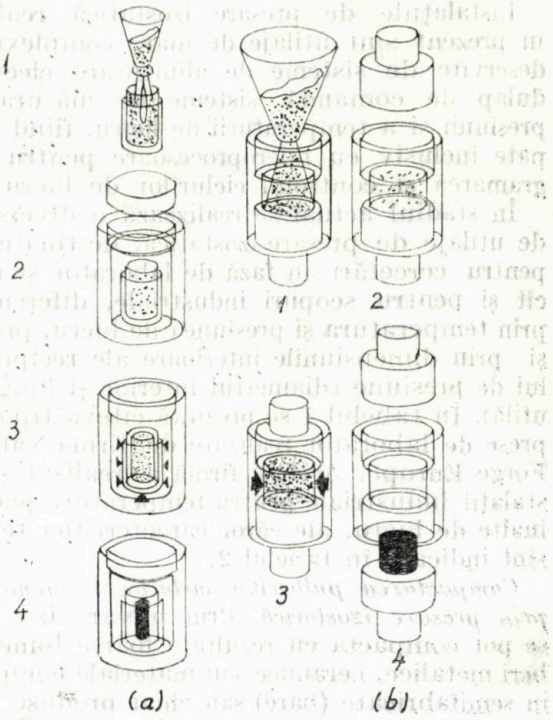


Fig. 5. Sisteme de conteinerizare a pulberilor [9]:

a – în afara presei (capsulă independentă); *1* – umplerea capsulei; *2* – introducerea capsulei în recipientul presei; *3* – punerea sub presiune; *4* – capsula comprimată; *b* – în interiorul recipientului de lucru (capsulă încorporată); *1* – umplerea capsulei în recipientul de lucru; *2* – închiderea recipientului; *3* – punerea sub presiune; *4* – deschiderea recipientului şi scoaterea capsulei comprimate

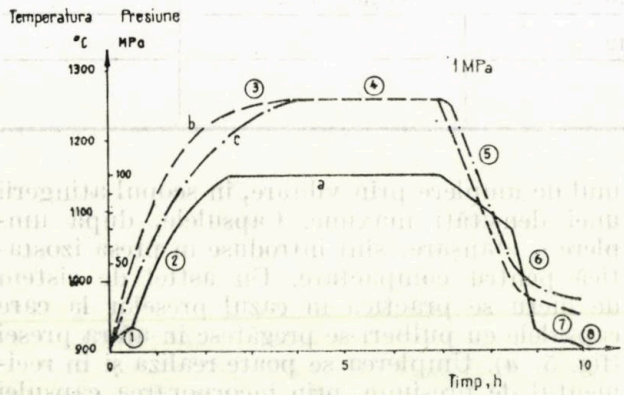


Fig. 6. Ciclu de lucru la procedeul HIP cu încărcătură caldă [7]:

a – curba presiunilor; *b* – curba de încălzire a cuptorului; *c* – curba de încălzire a încărcăturii; *1* – încărcarea şi egalizarea presiunii între stocatorul de gaz inert şi recipientul de lucru; *2* – pomparea gazului până la presiunea de lucru, simultan cu încălzirea; *3* – stabilizarea temperaturii încărcăturii cu o abatere de ±14°C faţă de temperatura sistemului de încălzire; *4* – durata de menţinere; *5* – răcirea încărcăturii şi cuptorului; *6* – depresurizarea recipientului la presiunea din stocator; *7* – pomparea gazului remanent în stocator; *8* – punerea recipientului în contact cu atmosfera.

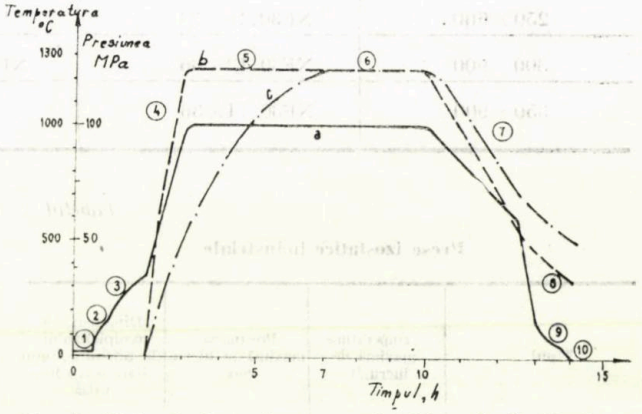


Fig. 7. Ciclu de lucru la procedeul HIP cu încărcătură rece [7]:

a – curba presiunilor; *b* – curba de încălzire a cuptorului; *c* – curba de încălzire a încărcăturii; *1* – încărcarea, evacuarea aerului şi spălarea cu gaz inert a recipientului de lucru; *2* – egalizarea presiunii între stocatorul de gaz inert şi recipientul de lucru; *3* – pomparea gazului în recipient; *4* – ridicarea temperaturii cuptorului la temperatura de lucru; *5* – stabilizarea temperaturii încărcăturii cu o abatere de ±14°C faţă de temperatura de lucru a cuptorului; *6* – durata de menţinere; *7* – răcirea încărcăturii şi cuptorului; *8* – depresurizarea recipientului la presiunea din stocator; *10* – punerea recipientului în contact cu atmosfera

tea de timp. În figura 6 se prezintă un ciclu de lucru la compactarea pulberilor din superaliaje pe bază de nichel, în cazul preîncălzirii încărcăturii la 900°C înainte de introducerea în recipientul de lucru. Durata totală a unui ciclu de lucru este de circa 10 h, din care timpul de menținere la temperatura finală este de circa 3 h. Figura 7 prezintă un ciclu de lucru, în cazul folosirii încărcăturii reci, a cărui durată totală este de circa 14 h, din care timpul de menținere este tot de aproximativ 3 h. În ambele cazuri, ciclul de menținere se începe cînd întreaga încărcătură are o temperatură omogenizată, cu o abatere de ±14°C față de temperatura optimă de lucru. Costul unui ciclu complet de lucru este sensibil egal în cele două variante de lucru, cu încărcătură rece sau caldă, în schimb în cazul variantei cu încărcătură caldă se obține o productivitate cu ~10% mai mare, comparativ cu folosirea încărcăturii nepreîncălzite. Rezultate deosebite s-au obținut și la compactarea pulberilor din oțeluri inoxidabile și refractare, oțeluri maraging, oțeluri rapide ș.a. Astfel, firma Nyby Uddeholm AB, din Suedia, a pus la punct tehnologia de compactare prin presare izostatică a pulberilor din oțeluri inoxidabile de tipul 18/8 și a altor tipuri similare, în bare cilindrice, folosite ulterior la obținerea de țevi prin extrudare la cald. Țevile obținute prin acest procedeu se remarcă prin lipsa segregațiilor și printr-o compactitate deosebită.

Succese remarcabile a repurtat și firma STORA din Suedia în compactarea pulberilor din oțel rapid, pentru obținerea de semifabricate pentru confecționarea sculelor așchietoare, caracterizate prin lipsa segregațiilor de carburi și prin excepționale proprietăți de așchiere. Pentru compactarea oțelului rapid se folosesc pulberi sferice, care sînt supuse în prima etapă la un proces de compactare izostatică la rece, folosind ca mediu de presiune apa sau uleiul. Prin această operație se obține un grad de compactare de 75% față de densitatea materialului turnat și se mărește conductivitatea termică a blocului presat, ceea ce conduce la scurtarea duratei de compactare la cald. Presiunea folosită la compactarea izostatică la rece atinge 6 300 bar pentru diametre sub 540 mm. După compactarea la rece, capsulele se preîncălzesc într-un cuptor de inducție la 1 100°C, după care se supun compactării izostatice la cald, la 1 450°C, în mediu de argon și la presiunea de circa 1 000 bar. În urma acestei operații, se obține un bloc care poate atinge 99,9% din densitatea oțelului rapid turnat în lingou. Realizarea unei astfel de densități în cazul blocurilor mari (>Ø200 mm) este dificil de obținut, din care cauză asemenea semifabricate se supun la operații ulterioare de forjare și laminare, pentru obținerea densității finale.

Prin procesul de presare izostatică la cald s-au obținut rezultate bune și la compactarea pulberilor din carburi dure, cu folosirea unor presiuni de ordinul 1 000 bar si temperaturi de maximum 1 450°C. În aceste condiții, au rezultat bare cu diametrul maxim de 250 mm și lungimea maximă de 750 mm, caracterizate prin absența totală a microporozităților [6].

Compactarea prin presare izostatică a pieselor turnate. La turnarea de precizie a superaliajelor pe bază de nichel, a aliajelor de aluminiu și titan se obține un procent ridicat de rebut, datorită defectelor interne de turnare, ca microretasuri, porozitate, sufluri sau microfisuri. Prezența acestor defecte constituie amorse de ruptură, care determină scăderea rezistenței la oboseală și la fluaj a pieselor și ruperea prematură a acestora în timpul exploatării. Această problemă este de o deosebită importanță în exploatarea unor piese și subansambluri solicitate intens, așa cum sînt de exemplu unele repere utilizate la construcția motoarelor turboreactive în industria aeronautică. Îndepărtarea microporozităților din piesele turnate se poate realiza prin presarea izostatică la cald a acestora. Procesul de compactare decurge în două etape: închiderea porilor și sudarea suprafețelor libere. Cînd porii sînt umpluți cu gaz, închiderea acestora este însoțită de dizolvarea gazului, dacă acesta este solubil în matricea metalică. În cazul în care gazul este insolubil în matricea metalică, el poate reacționa cu suprafața metalică, cu formarea unei incluziuni nemetalice sau poate fi comprimat. Procesul de compactare este determinat de o serie de factori ca: temperatura de încălzire, presiunea de lucru, timpul de menținere sub presiune și tipul de microporozități. Este de menționat că nu se poate asigura închiderea tuturor tipurilor de pori. Astfel, dacă porii au diametre apropiate de grosimea piesei, există pericolul de propagare a acestora, cu formarea unor fisuri deschise la suprafața pieselor. Pe de altă parte, porii foarte mici de formă sferică se închid mult mai greu decît porii cu diametre mari, ceea ce însă nu este prea periculos, întrucît porii sferici cu diametre foarte mici nu influențează în mod sensibil caracteristicile mecanice ale matricei metalice.

Rezultatele compactării izostatice sînt în funcție și de natura aliajului din care sînt confecționate piesele turnate.

Superaliajele pe bază de nichel. Procedeul de compactare izostatică a luat extindere în cazul paletelor de turbină sau a rotoarelor din superaliaje, care conțin microporozități ce nu comunică cu suprafața pieselor. Firma americană Howmet Turbine Components Corp. a aplicat presarea izostatică la compactarea paletelor de turbină din aliajele consacrate Inco 738, Inco 792, B 1900 + Hf, René 120 ș.a., ceea ce

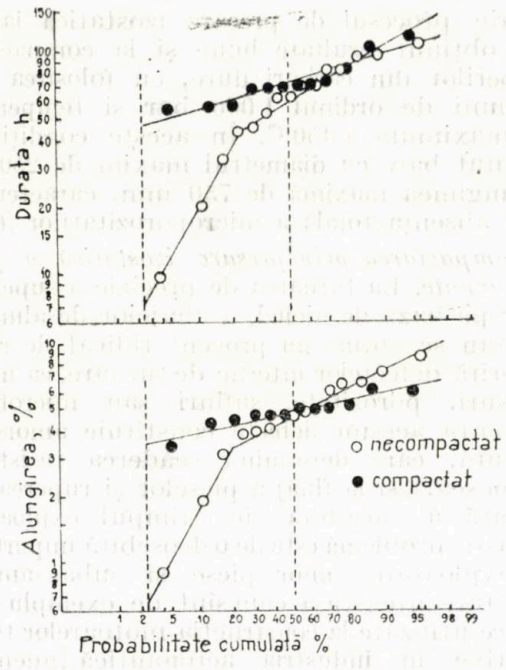


Fig. 8. Efectele procedeului HIP asupra comportării la fluaj la 760°C și sarcina de 66,1 daN/mm² a epruvetelor prelevate din paletele de turbină turnate din aliajul B 1900 + Hf (modificat cu hafniu) [7]

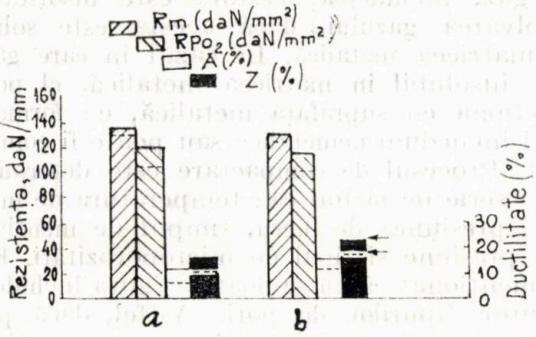


Fig. 9. Influența procedeului HIP asupra proprietăților mecanice ale aliajului Ti-6 Al-4 V. Încercările au fost efectuate pe material recopt la +20°C [2]:
a – procedeul convențional; *b* – procedeul HIP

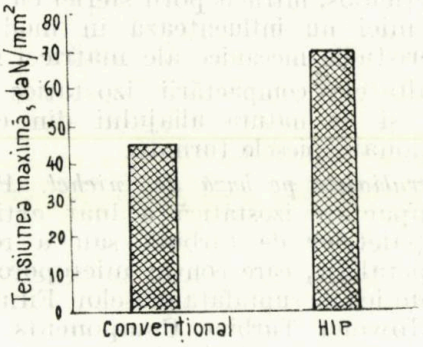


Fig. 10. Influența compactării izostatice asupra rezistenței la oboseală la +20°C ($N = 5 \times 10^6$) a aliajului Ti-6 Al-2 Sn-4 Zr-2 Mo [2]

a avut ca efect o creștere sensibilă a rezistenței la fluaj la 760°C, sub sarcina de 66,1 daN/mm² (fig. 8). Pentru majoritatea superaliajelor, parametrii de lucru sînt:

– temperatura, ± max. 35°C față de temperatura de dizolvare a fazei γ';
– presiunea, 1 000–3 000 bar;
– durata de menținere, 1–6 h.

Aliajele pe bază de titan. Controlul radiografic al pieselor turnate de precizie din aliaje de titan pune în evidență în majoritatea cazurilor prezența microporozităților, care au efecte nefavorabile asupra caracteristicilor mecanice ale acestor piese. În figura 9 se prezintă influența presării izostatice asupra proprietăților mecanice ale aliajului Ti-6 Al-4 V, cu largi aplicații în construcțiile aerospațiale, din care se constată creșteri apreciabile ale proprietăților plastice (alungirea și strictiunea), care pot ajunge pînă la 25%, comparativ cu aliajele obținute prin tehnologia convențională de turnare de precizie, fără compactare izostatică. În privința proprietăților de rezistență (R_m, $R_{p0,2}$) nu se remarcă modificări notabile. În schimb, compactarea izostatică are efecte deosebite asupra rezistenței la oboseală, ca urmare a eliminării microporozităților din matricea metalică. În acest sens, încercările de oboseală au indicat, în cazul aliajului Ti-6 Al-2 Sn-4 Zr-2 Mo, o creșsere a rezistenței cu ~30% la numărul de cicluri de 5×10^6 (fig. 10).

În procesul de compactare izostatică atît a aliajelor de titan, cît și a superaliajelor pe bază de nichel, o importanță deosebită o are puritatea argonului folosit ca mediu de presiune, pentru a se evita fenomenele de contaminare a pieselor compactate, care se soldează cu formarea de oxizi superficiali, ce se regăsesc pînă la o adîncime de 50 μ în stratul superficial. Pentru înlăturarea acestui neajuns, se preconizează luarea unui complex de măsuri ,cum sînt: controlul continuu al compoziției gazului cu analizoare de gaz; purificarea gazului care se recirculă (instalațiile de purificare sînt însă complicate și costisitoare); protejarea pieselor de mediul gazos prin conteinerizare ș.a.

În concluzie, trebuie de menționat că, deși procedeul HIP pentru compactarea pieselor turnate din oțeluri și aliaje neferoase cu destinație specială necesită investiții suplimentare, el s-a impus în producția unor piese de mare solicitare, datorită efectelor deosebite asupra calității produselor compactate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Träff, A. *HIP Systems for Superalloys.* ASEA, Suedia, 1980.

[2] Smith, T. H. şi Dardi, L. *Improved components Through Howmet's HIP process.* Howmet Turbine Components Corporation, Muskegon, Michigan — S.U.A 1979.

[3] Freeman, W. R. jr. *HIP Raise Casting Performance Levels.* Howmet Turbine Components Corporation, Muskegon, Michigan — S.U.A., 1979.

[4] * * * *Single Source for Investment Cast, Machines and Coated Gas Turbine Components.* Howmet Turbine Components Corporation, Muskegon, Michigan — S.U.A., 1978.

[5] * * * *Production of Hot Isostatic Pressed Products.* Nyby Uddeholm AB, Torshälla, Suedia, 1980.

[6] Widmer, R. *Densification of Casting by Hot Isostatic Pressing.* Industrial Materials Technology, Inc., Andover, Belgia, 1981.

[7] * * * *Hot Isostatic Press Systems.* National Forge Company, Massachusetts, S.U.A., 1981 (prospect).

[8] Crum, A. S. D. *Design Considerations for HIP Equipment.* National Forge Company, Pressure Systems Divisions, S.U.A., 1981.

[9] * * * *Appareillages de haute pression.* National Forge Europe, Pressure Systems, Belgia, 1981 (prospect).

[10] Wickström, R. *Defect Healing of Investment Castings.* Quintus Department, ASEA, Västerås, Suedia, 1976.

[11] * * * *Metal Powder Degassing Plant MPD 40/300/05.* Leybold-Heraeus GmbH, R.F.G. (prospect).

DOCUMENTARE

Instalaţii pentru captarea gazului de convertizor

După ce s-a pus în funcţiune instalaţia de captare a gazului de convertizor în aprilie 1982, la uzina Fos-sur-Mer(Solmer), firma Clecim, din Courbeville—Franţa, o societate din cadrul grupului Creusot-Loire a montat în iulie 1983 alte două instalaţii la uzinele Dunkerque ale firmei Usinor şi Sérémange ale firmei Sollac. Tabelul 1 prezintă cîteva date tehnice ale acestor trei instalaţii.

După cîteva săptămîni de funcţionare nu numai că s-au atins obiectivele propuse dar s-au şi depăşit. Acest sistem dezvoltat de Usinor şi Clecim dispune de un distribuitor cu trei căi prin care gazul captat este condus fie spre facla de ardere a gazului rezidual, fie spre rezervorul de colectare a gazului.

Sistemul oferă un grad înalt de securitate datorită tehnicii de închidere hidraulice, care s-a dovedit corespunzătoare pentru vapori saturaţi — gaz de oţelărie. Alte avantaje ale procedeului rezidă între altele din obţinerea unei cantităţi sporite de gaz de convertizor, lipsa barbotării cu gaz inert şi siguranţă sporită în cazul opririi curentului.

Toate convertizoarele sînt dotate cu instalaţii de desprăfuire a gazului de evacuare de tipul Irsid-Creusot-Loire (după procedeul IC). Un sistem de aspiraţie reglat automat împiedică aspirarea aerului fals la gura convertizorului şi limitează astfel arderea ulterioară la un factor al aerului de sub 0,1. Temperaturile gazului de evacuare oscilează la gura coşului de fum în jur de 900°C, scad apoi prin injectare de apă într-o instalaţie de saturare orizontală. Gazele se epurează într-o instalaţie Venturi. Gazul de evacuare obţinut are o entalpie de 2 100—2 400 kcal/m³ şi îşi va găsi utilizarea ca materie primă în industria chimică.

Tabelul 1

Datele tehnice ale instalaţiei pentru extragerea gazului de convertizor de tipul Clecim/Usinor

	Solmer	Usinor	Sollac
Locul de amplasare	Fos-sur-Mer	Dunkerque	Sérémange
Producţia de oţel brut în 10^6 t/an	4,1	6,5	2,9
Convertizor	2×310 t	3×220 t	2×240 t
Procedeul	LD	LD	LWS
Cantitatea maximă de gaz de evacuare, m^3/h	216 000	175 000	208 600
Captarea gazului de evacuare :			
— procedeul/data punerii în funcţiune	Irsid/1974 Cl	Irsid /1972 Cl	Irsid/1978 Cl
Extragerea gazului de evacuare :			
— procedeul/data începerii	Clecim, Usinor/1982	Clecim, Usinor/1983	Clecim, Usinor/1983
Recipient de colectare a gazului :			
— tipul de construcţie	Umed	Umed	Umed
— capacitatea, m^3	75 000	100 000	60 000
Utilizarea	Încălzirea cuptorului de cocsificare, energetică	Cuptoare de laminor, centrală energetică	Cuptoare de laminor, centrală energetică

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G. nr. 9, 1984, p. 434*)

Considerații privind deformabilitatea aliajelor de aluminiu de înaltă rezistență

Ing. M. V. Suciu și ing. Valeria Suciu
Institutul politehnic — București

CZ : 669.71 : 539.374

Aliajele de aluminiu deformabile de înaltă rezistență sînt cele care fac parte din sistemele Al—Cu—Mg și Al—Zn—Mg—Cu. Caracteristicile mecanice ale acestor aliaje variază în funcție de mai mulți factori, dintre care cei mai importanți sînt compoziția chimică și starea structurală, gradul de deformare și direcția de curgere a materialului metalic în procesul de deformare plastică, precum și de tratamentele termice aplicate.

Avînd în vedere că diferitele procedee de deformare plastică prezintă scheme mecanice de deformare specifice și că diferiți factori au influență diferită asupra plasticității și rezistenței la deformare a materialelor metalice supuse deformării, pînă în momentul de față nu s-a reușit să se găsească o metodă universal valabilă de determinare a valorilor absolute cu aplicabilitate directă pentru calculul plasticității și al rezistenței la deformare. Din această cauză, astăzi încă se mai recurge la diferite metode indirecte de simulare pentru studiul deformabilității. Valorile astfel obținute pot fi folosite numai pentru compararea comportării relative la deformare a materialelor metalice analizate.

Pînă în prezent, pentru studiul deformabilității au fost deja experimentate o serie de metode, printre care tracțiunea, compresiunea, încovoierea etc.

Actualmente încercarea prin torsiune la cald, care este un mijloc eficace de studiere a aptitudinii de deformare plastică a metalelor și aliajelor, pare a fi considerată, în urma experienței, ca unul dintre cele mai bune teste de deformabilitate, în particular și de laminabilitate.

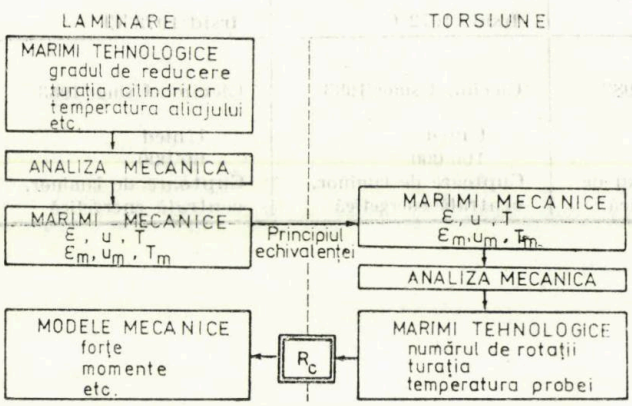


Fig. 1. Schema de aplicare a principiului echivalenței torsiune—laminare

O analiză a mărimilor date de încercarea prin torsiune și de către operația de laminare conduce, plecînd de la principiul echivalenței al lui Rossard și Fazan [1], la stabilirea unei corespondențe între cele două procedee de deformare (fig. 1).

Avantajul principal al încercării prin torsiune rezidă din posibilitatea de a obține deformații importante, realizate la viteze constante într-un anumit punct dat al epruvetei, fără perturbații ale curgerii materialului metalic deformat. Acest fapt permite simularea unui ciclu termomecanic complet, corespunzător unei laminări continue, prin care să se analizeze atît aspectul mecanic, cît și aspectul metalurgic al uneia sau mai multor deformații.

În legătură cu influența pe care o are compoziția chimică a aliajelor de aluminiu de înaltă rezistență asupra deformabilității în general, se pot face afirmații generale. Natura și repartiția elementelor de aliere, transformările de fază care au loc la diferite niveluri de temperatură și compoziție chimică, raportul între conținutul de cupru și cel de magneziu la o valoare constantă a sumei lor Cu + Mg = 5% (fig. 2), creșterea conținutu-

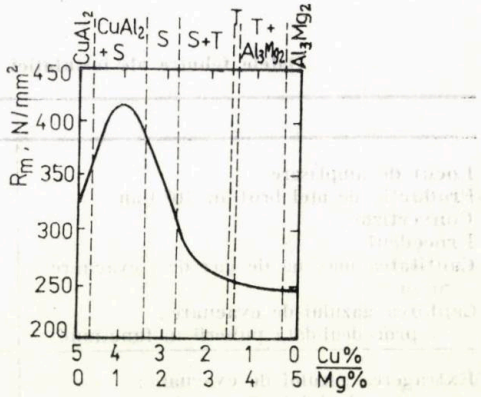


Fig. 2. Variația rezistenței la rupere a aliajelor Al—Cu—Mg în funcție de raportul Cu/Mg

lui de magneziu etc. sînt elemente care modifică valorile indicatorilor plasticității și rezistenței la deformare. Făcîndu-se referiri doar la raportul dintre conținutul de cupru și cel de magneziu din aliajele Al—Cu—Mg slab aliate, se poate spune că pentru raportul Cu/Mg = 19 faza durificatoare este Al_2Cu ; plasticitatea se prezintă la valori ridicate, în timp ce rezistența la deformare, la valori reduse. Dacă însă raportul Cu/Mg este mic (de exemplu 1,3 — 2,7),

rezistența la deformare are valorile cele mai mari, în timp ce plasticitatea devine mai scăzută. Cînd aliajele au un raport Cu/Mg = 6—8, cele două componente ale deformabilității ocupă o poziție intermediară. Este foarte important conținutul în impurități de fier și siliciu, care micșorează plasticitatea; adaosurile de mangan de cca 1% neutralizează influența dăunătoare a fierului și mărește durificarea.

În cazul aliajelor din sistemul Al—Zn—Mg—Cu, care se durifică prin precipitarea formelor de tranziție ale fazei $MgZn_2$, plasticitatea este corespunzătoare la procente de zinc și magneziu care satisfac relațiile: Zn + Mg = max. 6%, Zn/Mg = 2—4. Dacă în aceste aliaje se adaugă cantități mici de titan, bor și zirconiu, plasticitatea poate fi îmbunătățită și mai mult.

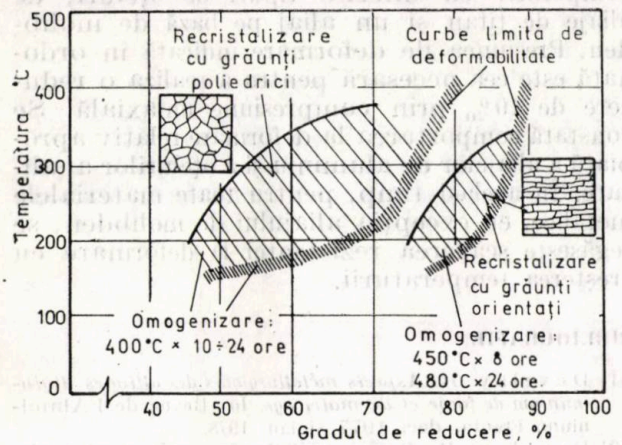


Fig. 3. Influența condițiilor inițiale de omogenizare asupra procesului de recristalizare și asupra deformabilității aliajului AlZn5Mg2CuCr. Tratamentul termic de recristalizare s-a efectuat la 475°C, timp de 2 h

În diagrama din figura 3 se reprezintă cantitativ influența condițiilor inițiale de omogenizare asupra comportamentului la recristalizare și asupra caracteristicilor de deformabilitate în cazul aliajului AlZn5Mg2CuCr. Din diagramă rezultă că posibilitățile de deformare sînt mai limitate cînd materialul este parțial omogenizat, datorită dizolvării incomplete a segregațiilor intercristaline; din alt punct de vedere, recristalizarea care apare într-un material complet omogenizat, caracterizat de un precipitat fin dispersat conținînd crom, are un caracter parțial echiax, consecință a rolului antirecristalizant exercitat de particulele bogate în crom. Aceste rezultate constituie baza selectării unor grupări de condiții de tratamente termice și de deformare plastică, în scopul constituirii unui proces de recristalizare cu grăunți poliedrici într-o etapă intermediară a ciclului de prelucrare [3]—[5].

În figura 4 se prezintă rezultatele încercării prin torsiune la cald a aliajului AlCu4Mg1,5Mn. Din diagramă rezultă că plasticitatea crește odată cu temperatura în domeniul 300—450/475°C și scade, la o temperatură dată, cînd viteza de deformație crește. Acest ultim efect, nefavorabil unei viteze mari de deformație, se accentuează prin creșterea temperaturii.

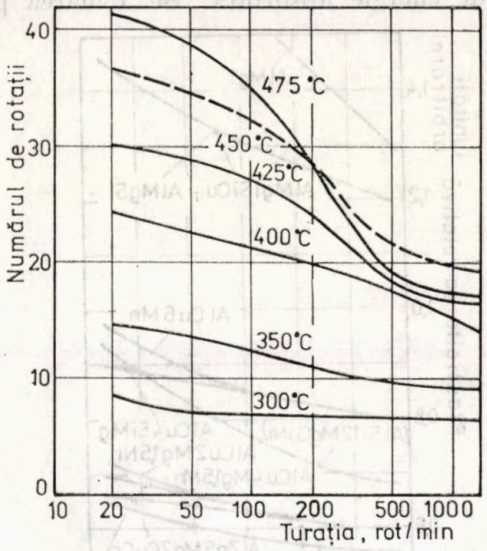


Fig. 4. Influența temperaturii și a vitezei de deformație asupra plasticității aliajului AlCu4Mg 1,5Mn la încercarea prin torsiune la cald

Referitor la utilizarea practică a acestor date, se poate face aprecierea că deformarea poate să decurgă în condițiile unei plasticități maxime a aliajului în jurul temperaturii de 450°C, dacă viteza de deformație este ridicată și în jurul valorii de 475°C, dacă această viteză este scăzută. De asemenea se recomandă să se evite vitezele mari de deformație, în condițiile în care se lucrează cu grade mari de reducere.

În figura 5 se prezintă evoluția tensiunii corespunzătoare momentului maxim de torsiune, în funcție de viteza de deformație, în cazul aliajelor AlCu2Mg1,5Ni și AlZn6,5Cu2Mg1 [7]. Din diagrame se constată pe de o parte că rezistența la deformare crește cu viteza de deformație, panta dreptei reprezentative fiind în funcție de natura aliajului și de temperatură,

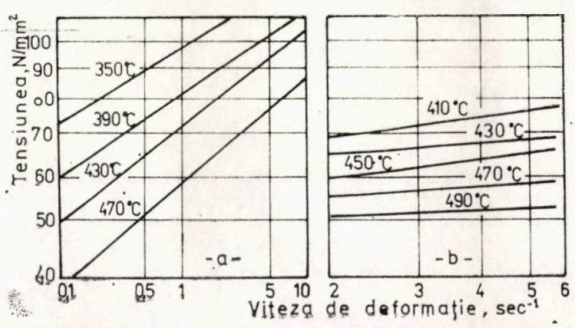


Fig. 5 Influența temperaturii și a vitezei de deformație asupra rezistenței la deformare la încercarea prin torsiune la cald:
a — aliajul AlCu2Mg1,5Ni; *b* — aliajul AlZn6,5Cu2Mg1

iar pe de altă parte că rezistența la deformare scade cu creșterea temperaturii.

Figura 6 prezintă comparativ deformabilitatea principalelor aliaje de aluminiu în funcție de temperatură [1], [7], deformabilitatea fiind caracterizată prin deformația realizată pe unitatea de energie absorbită. Se remarcă poziția foarte favorabilă a aliajului AlMg1 și a aliajelor sistemului Al—Si—Mg față de aliajele sistemului Al—Mg cu peste 4% Mg și de aliajele sistemului Al—Zn—Mg—Cu, care pentru deformare necesită presiuni foarte ridicate. De asemenea mai poate fi sesizată poziția intermediară pe care o ocupă aliajele sistemului Al—Cu—Mg, cu o relativă apropiere de aceea a sistemului Al—Zn—Mg—Cu. Deformabilitatea astfel definită este influențată de temperatură, însă într-un mod mai mult sau mai puțin important, în funcție de aliajul considerat.

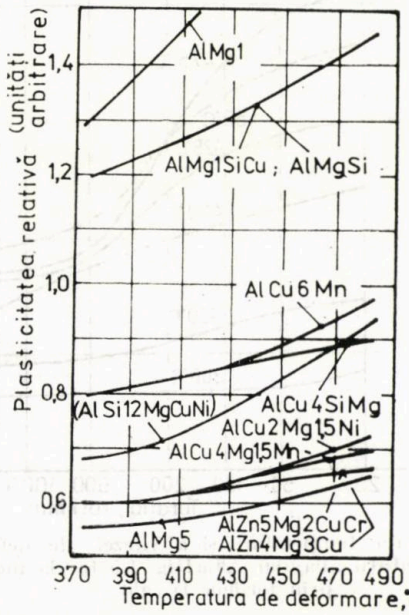


Fig. 6. Reprezentarea comparativă a plasticității unor aliaje de aluminiu laminabile

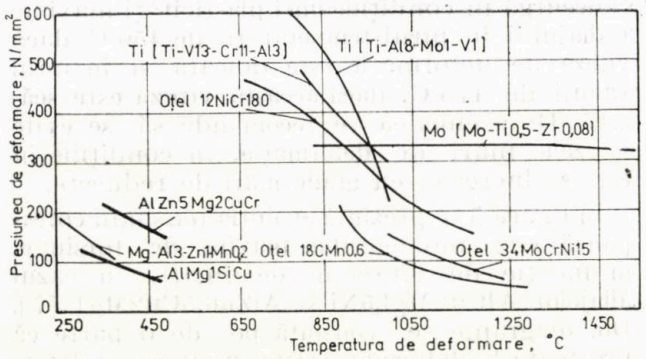


Fig. 7. Reprezentarea rezistenței la deformare a unor aliaje de aluminiu comparativ cu a altor materiale metalice

În concluzia studiului efectuat se prezintă comparativ presiunile de deformare necesare aliajelor de aluminiu cu ale altor materiale metalice. În figura 7 sînt redate rezistența la deformare a aliajelor AlZn5Mg2CuCr și AlMg1SiCu, comparativ cu diferite tipuri de oțeluri, de aliaje de titan și un aliaj pe bază de molibden. Presiunea de deformare indicată în ordonată este cea necesară pentru a realiza o reducere de 10% prin compresiune uniaxială. Se constată comportarea la deformare relativ apropiată a aliajelor de aluminiu și a oțelurilor analizate. În același timp, pentru toate materialele metalice, cu excepția aliajului de molibden, se regăsește scăderea rezistenței la deformare cu creșterea temperaturii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Develay, R. *Aspects métallurgiques des alliages d'aluminium de forge et de matriçage.* În : Revue de l'Aluminium, Franța, dec. 1977 și ian. 1978.

[2] Develay, R. *Progrès métallurgiques récents dans les alliages de l'aluminium corroyés.* În : Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 493, mart., 1980.

[3] Gatto, F. ș.a. *Su un trattamento termomecanico per migliorare la duttilita delle leghe Al—Zn—Mg—Cu ad elevata resistenta mecanica.* În : La Metallurgia Italiana, Italia, nr. 11, 1974.

[4] Herwing, N. ș.a. *Aluminievie splavi.* Moscova, Metallurghiia, 1979.

[5] Mondolfo, L. F. *Structura i svoistva aliuminievih splavov.* Moscova, Metallurghiia, 1979.

[6] Fridliandler, I. N. *Aliuminievie deformiruemie konstrukționnie splavi.* Moscova, Metallurghiia, 1979.

[7] Poluhin, V. ș.a. *Résistance des métaux et des alliages à la deformation plastiques.* Moscova, Ed. MIR, 1980.

DOCUMENTARE

Firma Nippon Steel a realizat o pondere de turnare continuă de 92,8%

Societatea Nippon Steel Corp. din Japonia a obținut în prima jumătate a anului 1983, în uzinele sale, o pondere de 92,8% oțel turnat continuu din producția totală de oțel brut.

Prima instalație de turnare continuă a firmei Nippon Steel Corp. a fost pusă în funcțiune la uzinele Hikari în anul 1960. Următoarele au fost construite la uzinele Muroran, Hirohata, Yawata, Kimitsu și Nagoya. Uzina Oita produce din 1972 exclusiv prin turnare continuă.

În prezent firma Nippon Steel deține peste 13 instalații de turnare continuă a bramelor și 7 instalații de brame/blumuri.

Pentru creșterea productivității s-au înlocuit toate instalațiile verticale prin instalații cu fir curb, astfel că în prezent se află în funcțiune numai instalații cu fir curb.

În cursul anilor au fost dezvoltate diferite tehnologii care urmează să contribuie la creșterea producției și calității produselor.

În acest sens trebuie amintite : agitatoare electromagnetice, turnarea sub presiune (compression casting), reglarea rapidă a lățimii, introducerea pe sus a firului rece în cristalizor, schimbarea rapidă a cristalizorului, distribuitor cu capacitate mai mare, răcire cu jet de aer, turnarea blumurilor cu 2—3 fire.

Capacitatea instalației de brame este astăzi de 220 000 t/lună, iar cea a instalației de blumuri, de 100 000 t/lună.

Prin combinarea optimă a metalurgiei în oală cu tehnologia turnării continue, a devenit posibilă și turnarea continuă a unor mărci de oțel, cărora li se impun exigențe deosebite.

În urma creșterii ponderii turnării continue în ultimii 10 ani de la 21,4 la 92,8% și a îmbunătățirii scoaterii cu 9%, a fost posibilă reducerea producției de oțel brut în regim de topire cu 2,7 mil.t/an ; în Japonia a devenit posibilă diminuarea producției de oțel brut lichid cu 9 mil. t/an.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 9, 1984, p. 45*)

Un nou sistem de laser pentru controlul căptușelii de uzură a oalelor de turnare a oțelului

La metalurgia în oală, căptușeala este supusă unei solicitări mari, datorită reacțiilor chimice, temperaturilor înalte ale oțelului, duratei mari a procesului și uzării mecanice. Firma AGA Geotronics AB din Suedia a dezvoltat un sistem bazat pe laser, care măsoară, înregistrează și calculează grosimea căptușelii de uzură din oala de turnare a oțelului. Un calculator înregistrează forma și eventualele deformații la fiecare oală. Rezultatul măsurătorilor este redat numeric sau grafic. Pe fiecare reprezentare a măsurătorilor este proiectat și profilul măsurătorilor anterioare, astfel că se poate controla căptușeala de uzură de la un proces de topire la altul. Noul sistem cu laser IMS 1100 reprezintă o formă îmbunătățită a sistemului IMS 1600, care este folosit la controlarea căptușelii de uzură a convertizoarelor. Utilizarea sistemului IMS 1100 va avea următoarele avantaje :

— scăderea cheltuielilor pentru căptușeală ;
— echilibrarea optimă prin folosirea diferitelor calități de cărămizi ;
— siguranță sporită ;
— producție îmbunătățită ;
— stabilirea rapidă a influenței parametrilor procesului asupra căptușelii de uzură.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 9, 1984, p. 422*)

REVISTA REVISTELOR

Neue Hütte, R.D.G., nr. 5, 1984

Istoric asupra îmbunătățirii suprafeței materialelor, p. 161. — Interacțiunea reactivă între materialele metalice tratate superficial și soluții electrolitice, p. 164 — Tehnologia laserului, p. 171 — Influențarea proprietăților mecanice prin implantarea ionilor, p. 174 — Principiile active și proprietățile de utilizare a proceselor de acoperire pe bază de ioni, p. 178— Oboseala materialelor în zonele apropiate de suprafață, p. 183 — Studii efectuate în scopul determinării mecanismelor de defectare a conductelorpentru tru centralele energetice, p. 187 — Analiza metalografică a țevilor de vaporizare ale cazanelor de înaltă presiune, p. 189 — Contribuție privind comportarea la precipitare a oțelurilor feritice — austenitice tip X5CrNiTi 26.6, p. 190 — Comportarea la transformarea austenitică-martensitică a oțelurilor cromnichel cu conținut de crom gradat și particule de ferită, p. 190 — Contribuție la tratamentul termomecanic de temperatură înaltă a oțelurilor slab aliate de îmbunătățire pentru arcuri destinate construcției de automobile, p. 190 — Influența adaosurilor de sulf asupra proprietăților unui aliaj Cu—Ni—Zn, p. 191 — Comportarea la durificare a unui aliaj nemagnetizabil de cupru—beriliu, p. 195 — A 5-a Sesiune de lucru „Progrese în chimia metalurgică — analitică", p. 196.

Metal Progress, S.U.A., nr. 5, 1984

Tendințe predominante ale materialelor și procedeelor folosite în industria aeronautică, p. 21 — Aliaje de aluminiu și litiu, p. 33 — Tendințe la fabricarea avioanelor de transport civil, p. 41 — Piese turnate cu grafit sau cu magneziu, p. 49.

Metal Progress, S.U.A., nr. 6, 1984

Inele industriale obținute prin curbare/sudare, p. 18—Avantajele achiziționării de bare din oțel microaliat cu un grad mai mare de prelucrare, p. 29— Îmbunătățirea pregătirii epruvetei metalografice pentru analiza incluziunilor prin metode automate, p. 39 — Noi direcții în tehnologia de încercare și control, p. 49—O abordare sistematică a analizei metalurgice a fisurii, p. 57.

CONDIȚII DE PREZENTARE A MANUSCRISELOR PENTRU REVISTA „METALURGIA"

1. *Textul* unui articol să nu depășească 10 pagini de 2000 de semne.

2. Articolul se *dactilografiază* la două rînduri, pe o singură față a filei. Formulele se scriu clar, cu semnele matematice și literele conform STAS.

3. Articolul va fi însoțit de un *rezumat* pe o filă separată.

4. *Desenele* se execută în tuș pe calc. Grosimea liniilor și curbelor, precum și mărimea literelor și cifrelor trebuie să fie corelate cu gradul de micșorare. Figurile foto trebuie să fie clare și cu contrast pronunțat.

5. *Figurile* și *tabelele* se menționează în text. Articolul va fi însoțit de un borderou de figuri dactilografiat pe o pagină separată.

6. *Tabelele* se dactilografiază pe pagini separate (în text se va indica locul acestora).

7. *Bibliografia* se prezintă în conformitate cu STAS 6158—60.

Cărți : numele autorului, inițiala prenumelui autorului, titlul cărții (la lucrările străine se va indica titlul în original), orașul în care a apărut lucrarea, editura, anul apariției, pagina la care se trimite sau prima și ultima pagină a fragmentului.

Periodice : numele autorului, inițiala prenumelui autorului, titlul articolului (la lucrările străine se va indica titlul în original), titlul periodicului, țara, numărul de ordine al periodicului, anul de apariție, prima și ultima pagină a fragmentului citat.

Bibliografia se va dactilografia de asemenea pe o pagină separată de text.

8. Predarea la redacție a manuscrisului dactilografiat se va face în două exemplare (un original și o copie).

Desenele pe calc și fotografiile se dau într-un singur exemplar.

9. Autorul trebuie să garanteze conținutul științific al articolului. În timpul fazelor redacționale și tipografice nu se admit intervenții în text.

10. Manuscrisele predate redacției nu se mai restituie autorului, chiar dacă nu se publică.

Materialele, prezentate conform indicațiilor de mai sus, se primesc la redacția revistei „Metalurgia", la următoarea adresă :

ICEM — Oficiul de informare documentară pentru industria metalurgică București, str. Mendeleev nr. 21—25, sect. 1, cod 70168.

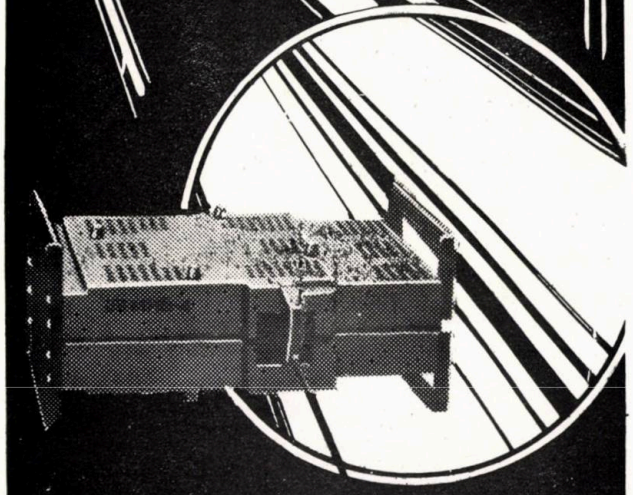
Informații și relații se pot obține la telefonul **59.49.90.**

CONTROLUL NEDISTRUCTIV DE SIGURANTA AL PRODUSELOR CU GROSIMEA DE PINA LA 150 mm (în funcţie de oţel) prin metoda roentgenografică, cu ajutorul aparatului de gabarit mic BETATRON M113-4

- domeniu larg de utilizare în diferite ramuri ale industriei
- utilizare în condiţii de cîmp

PRINCIPALELE CARACTERISTICI TEHNICE

Energia maximă a electronilor acceleraţi, MW 4
Sensibilitatea roentgenografică, % ..... min. 2
Masa radiaţiei, kg ... cca 50
Masa totală a betatronului, kg ..... max. 120



Techsnabexport

U.R.S.S. 121200, Moscova, Smolenskaia-Sennaia pl., 32/34, telefon: 244-32-85, telex: 411328 TSE SU

PUBLICOM

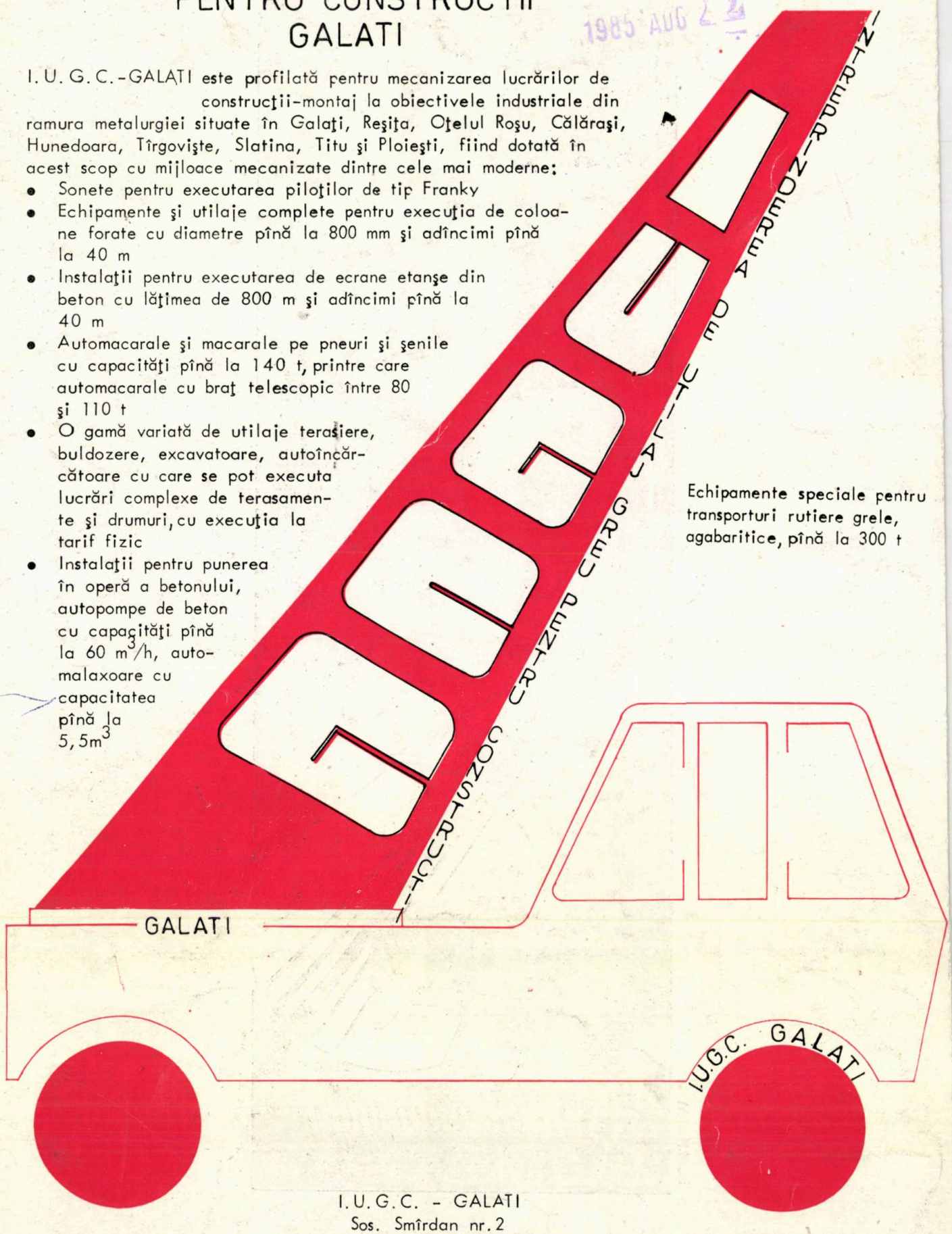
INTREPRINDEREA DE UTILAJ GREU PENTRU CONSTRUCTII GALATI

1985 AUG 2 2

I. U. G. C. - GALAŢI este profilată pentru mecanizarea lucrărilor de construcţii-montaj la obiectivele industriale din ramura metalurgiei situate în Galaţi, Reşiţa, Oţelul Roşu, Călăraşi, Hunedoara, Tîrgovişte, Slatina, Titu şi Ploieşti, fiind dotată în acest scop cu mijloace mecanizate dintre cele mai moderne:

- Sonete pentru executarea piloţilor de tip Franky
- Echipamente şi utilaje complete pentru execuţia de coloane forate cu diametre pînă la 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- Instalaţii pentru executarea de ecrane etanşe din beton cu lăţimea de 800 m şi adîncimi pînă la 40 m
- Automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacităţi pînă la 140 t, printre care automacarale cu braţ telescopic între 80 şi 110 t
- O gamă variată de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare cu care se pot executa lucrări complexe de terasamente şi drumuri, cu execuţia la tarif fizic
- Instalaţii pentru punerea în operă a betonului, autopompe de beton cu capacităţi pînă la 60 m^3/h, automalaxoare cu capacitatea pînă la 5,5 m^3

Echipamente speciale pentru transporturi rutiere grele, agabaritice, pînă la 300 t



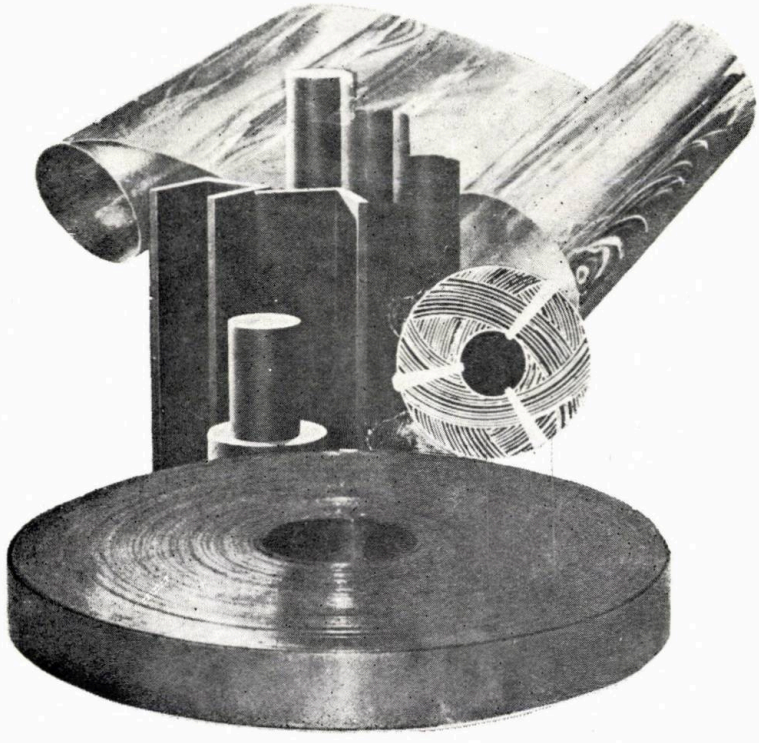
I. U. G. C. - GALAŢI
Sos. Smîrdan nr. 2
Telefon 30031

E 3280
REFERALVA
1985 JUN 19
Kohászati

METALURGIA

10

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXVI • NR. 10 • OCTOMBRIE 1984



METALEXPORTIMPORT

FOREIGN TRADE COMPANY
BUCHAREST • ROMANIA

OFFERS :

- steel bars and shapes
- reinforcing steel bars
- cold formed profiles
- carbon and alloy steel
- commercial qualities, shipbuilding and boiler plates
- hot rolled coils
- cold rolled sheets and galvanized coils
- seamless steel line pipes; casing
- longitudinal welded line pipes
- welded black and galvanized steel tubes
- drawn steel wires, prestressed concrete wires and wire ropes
- welding electrodes for carbon and alloy-steels
- wire nails
- industrial and anchor chains
- aluminium and alloyed-aluminium products (ingots, cold rolled sheets and strips, foils, properzi wires)

„METALEXPORTIMPORT"
Bucharest-Romania 23-25, Mendeleev Street
TELEX: 11515 TELEPHONE 620, 621

METALURGIA

Anul 36 Nr. 10 Octombrie 1984

CUPRINS

Voicu, Gh. : **Cercetări privind folosirea oxigenului în procesul de amorsare la aglomerare** 497

Annenko, O. Ia. : **Procesele flacără-zgură din metalurgie** 502

Oprea, Fl. și *Murgulescu, Rodica* : **Recuperarea cuprului din sterilele de la flotația zgurelor cuproase** . 505

Atanasiu, N. : **Criterii de proiectare a dornurilor flotante pentru tragerea țevilor** 507

Drugă, L., Francisc, Veronica și *Roșu, F.* : **Tratamente termice și termochimice complexe aplicate sculelor de ștanțare în vederea creșterii durabilității acestora** 512

Pavel, N. : **Unele modalități practice privind abordarea realizării bazei tehnologice de întreținere preventivă a utilajelor, pentru exploatarea acesteia cu ajutorul sistemului de prelucrare automată a datelor (SPAD)** 516

Pumnea, C. și *Redeș, Al.* : **Poluarea sonoră și reducerea acesteia în oțelăriile echipate cu cuptoare cu arc electric de mare capacitate** 521

Lupu, Iuliana și *Lupu, Ligia* : **Influența unor elemente de aliere din oțeluri asupra dozării vanadiului prin spectrofotometria de absorbție atomică** 530

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Cecal, Al. : **Utilizarea trasorilor radioactivi în studiul coroziunii metalelor** 533

Ripoșan, I. : **Apariția și perfecționarea fontelor modificate, evenimente deosebite ale secolului XX** 537

Pungă, I. : **20 de ani de colaborare în domeniul schimburilor de produse metalurgice în cadrul Organizației „Intermetall"** 546

DOCUMENTARE 504, 506

REVISTA REVISTELOR 515, 529, 532, 536

COLEGIUL DE REDACȚIE

NECULAI AGACHI, PIA BĂLU, GHEORGHE BUJGOI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, TRAIAN DUMITRESCU, MIHAIL ENACHE, SUZANA GĂDEA, CONSTANTIN IONESCU, PETRE MARCU, ION MOLDOVAN, MIHAI NICULESCU, IULIU OVESEA, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, LAURENȚIE SOFRONI — președintele colegiului, CORNEL STĂNESCU, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU, CORNELIU VELINCOV, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament : lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

I.P. „Informația" — c. 2479

CONTENTS

DC : 622.785

Voicu, Gh. : **Researches on the use of oxygen in the starting operation of the sintering process**

The paper presents the way to influence the dynamics of the sintering process under the heating chamber and the quality of the sinter obtained when using oxygen at the starting of the sintering process. The author highlights the influence of the oxygen concentration in the gaseous phase and the oxygen concentration brought to the surface of the sintering layer after starting the process.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 497—501

DC : 669 : 621.74

Annenko, O. Ia. : **Flame-slag processes in metallurgical industry**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 502—504

DC : 669.2/.8

Oprea, Fl. and *Murgulescu, Rodica* : **The recovery of copper from gangues resulted from copper slag flotation**

The paper deals with the recovery of the useful metals from the gangues obtained as a result of the flotation process of pyrometallurgical copper slags. This gangue resulted after flotation contains 0,30—0,65 % Cu, according to the nature of the initial slag.

In order to recover copper, these gangues are treated with concentrated sulphuric acid. For the solubilization of the sulphates which had been formed. the material is treated with water at 80 — 90°C. Finally, a solution with 0,14 g/l Cu is obtained from which copper may be extracted by one of the well-known processes.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 505—506

DC : 621.774

Atanasiu, N. : **Design criteria of floating mandrel for pipe drawing**

The pipe drawing with a floating mandrel is the only pipe manufacturing process which ensures the reduction of the diameter and the wall thickness ; the deformation tools do not limit the pipe length.

The author presents the design criteria of the floating mandrels and the factors which influence their geometry (the friction index and the reduction degree).

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 507—511

DC : 621.785 : 621.794 : 620.169.1

Drugă, L., Francisc, Veronica and *Roșu, F.* : **Complex heat and thermochemical treatments applied to stamping tools with a view to increasing their durability**

The authors present the way to prolong the durability of tools by vacuum heat treatment process and by applying nitriding and oxynitriding thermochemical processes in fluidized bed.

A spectacular growth of durability (6—7 times higher was obtained with vacuum and oxynitriding heat treated dies.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 512—515

DC : 658.58 : 669.1

Pavel, N. : **Certain practical methods of accomplishing the technological basis of preventive maintenance of facilities in order to operate it with the help of an automatic data processing system.**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 516—520

DC : 669.187.013.5 : 628.517.2

Pumnea, C. and *Redeș, Al.* : **Phonic polution and its reduction in the steelmaking shops equipped with high capacity electric arc furnace**

The authors present a complex of solutions and technical and organisation measures in order to reduce the level of phonic pollution in electric steelshops, to respect the admissible noise standards.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 521—529

DC : 543.42

Lupu, Iuliana and *Lupu, Ligia* : **The influence of certain alloying elements existing in steels on the vanadium deoxydation by means of atomic absorbtion spectrophotometry**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 530—532

DC : 620.193.41

Cecal, Al. : **The use of radioactive indicators in the study of metal corrosion**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 533—536

DC : 669.131.622

Ripoșan, I. : **The development of modified cast irons — a paramount event of XX-th century**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 537—545

DC : 669.1.382

Pungă, I. : **20 years of cooperation in the field of metallurgical product exchange within the „Ietermetall" Organisation**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 546—548

INHALT

DK: 622 785

Voicu, Gh.: **Forschungen über die Sauerstoffanwendung im Zündprozess beim Sinterverfahren**

Die Forschungsergebnisse zeigen die Art, in der die Dynamik des Sinterprozesses unter dem Heizraum und die Qualität des Sinters beeinlfusst werden können durch die Sauerstoffanwendung bei der Anzündung des Sinterprozesses. Es wird der Einfluss der Sauerstoffkonzentration und des aus der Oberflächenschicht des Sinters nach der Anzündung auftretenden Sauerstoffs hervorgehoben.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 497–501

DK: 669 : 621.74

Annenko, O. Ia.: **Metallurgische Prozesse Flamme-Schlacke**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 502–504

DK: 669.2/.8

Oprea, Fl. und *Murgulescu, Rodica*: **Die Rückgewinnung des Kupfers aus dem Taubgestein, bei der Schwimmaufbereitung der Kupferschlacke**

Die Arbeit bezieht sich auf die Rückgewinnung der brauchbaren Metalle aus dem Taubgestein, welches bei der Schwimmaufbereitung der Schlacken in der Kupfermetallurgie entfällt. Dieses aus der Schwimmaufbereitung erhaltene Taubgestein enthält zwischen 0,30–0,65 % Cu, je nach der Herkunft der Grundschlacke. Für die Kupferrückgewinnung wird das Taubgestein mit konzentrierter Schwefelsäure behandelt. Um die entstandenen Sulfate zu lösen, wird das Material mit Warmwasser bei 80–90°C behandelt. Zum Schluss wird auf diese Weise eine Lösung mit 0,14 g/l Cu erhalten, aus der das Kupfer durch ein bekanntes Verfahren gewonnen werden kann.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 505–506

DK: 621.774

Atanasiu, N. **Projektierungskriterien für die Herstellung der fliegenden Dorne für das Rohrziehen**

Das Rohrziehen auf fliegenden Dorn ist das einzige Rohrherstellungsverfahren, welches die Verringerung des Rohrdurchmessers und der Wanddicke ermöglicht, ohne dass die Verformungswerkzeuge zur Verkürzung der Rohrlänge führen.

Es werden die Projektierungskriterien für die Herstellung der fliegenden Dorne aufgezählt sowie die Faktoren, welche deren Geometrie beeinflussen (den Reibungswert und den Reduktionsgrad).

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 507–511

DK: 621.785 : 621.794 : 620.169.1

Drugă, L., Francisc, Veronica und *Roşu, F.*: **Komplexe Wärme- und thermochemische Behandlungen, für die Verlängerung der Lebensdauer der Werkzeuge durch die Anwendung der Vakuumwärmebehandlung, der thermochemischen Behandlungen (Stickstoffhärtung, Oxynitrierung in Flüssigschicht).**

Eine grosse Steigerung der Lebensdauer (ca. 6–7 mal) wurde bei den vakuumwärmebehandelten und oxynitrierten Stempeln erzielt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 512–515

DK: 658.58 : 669.1

Pavel, N. **Einige praktische Möglichkeiten für die Verwirklichung der technologischen Vorbeugungswartung der Anlagen mit Hilfe des automatischen Datenverarbeitungssystems**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 516–520

DK: 669.187.013.5 : 628.517.2

Pumnea, C. und *Redeş, Al.*: **Der Geräuschpegel und die Lärmherabsetzung in Stahlwerken mit Elektroöfen hoher Leistung**

Die Autoren geben Lösungen und technisch-organisatorische Massnahmen für die Herabsetzung des Belastungsniveaus durch Lärm der Elektrostahlwerke, damit der gestattete Geräuschpegel nicht überschritten wird.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 521–529

DK: 543.42

Lupu, Iuliana und *Lupu, Ligia*: **Der Einfluss einiger Legierungsmittel in den Stählen auf die Vanadiumdosierung mit Hilfe der Spektrometrie mit atomischer Absorbtion**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 530–632

DK: 620.193.41

Cecal, Al.: **Die Anwendung der radioaktiven Spurenelemente beim Studium der Metallkorrosion**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 533–536

DK: 669.131.622

Ripoşan, I.: **Die Herstellung und die Verbesserung der modifizierten Gusseisen, wichtige Ereignisse des 20-sten Jahrhunderts**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 537–545

DK: 669.1 :382

Pungă, I.: **20 Jahre Zusammenarbeit im Bereich des Wechsels an metallurgischen Erzeugnissen im Rahmen der Organisation „Intermetall"**

Metalurgia 36 (1884), nr. 10, p. 546–548

SOMMAIRE

CD : 622.785

Voicu, Gh. : **Recherches concernant l'utilisation de l'oxygène dans le processus d'amorçage à l'agglomération**

On présente le mode d'influencer la dynamique du processus d'agglomération sous foyer et la qualité de l'aggloméré obtenu dans le cas de l'utilisation de l'oxygène dans le processus d'amorçage. On souligne l'influence de la concentration de l'oxygène en phase gaseuse et de l'oxygène qui s'accumule à la surface de la couche d'aggloméré après amorçage.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 497—501

CD : 669 : 621.74

Annenko, O. Ia. : **Les processus flame-scorie en métallurgie**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 502—504

CD : 669.2/.8

Oprea, Fl. et *Murgulescu, Rodica* : **La récupération du cuivre contenu dans les stériles de flottation des scories cuivreuses**

On présente la récupération des métaux utiles contenus dans les stériles obtenus dans le processus de flottation des scories dans la pyrométallurgie du cuivre. Ce stérile de flottation contient 0,30—0,65 % Cu, en fonction de l'origine de la scorie initiale. Pour la récuperation du cuivre, ces stériles sont traités par acid sulphurique concentré. Pour la solubilisation des sulfates formés, le matériel est traité à l'eau à 80—90°C. Finalement on obtient une solution contenant 0,14 g/l Cu, d'où le cuivre est extrait par l'un des processus connus.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 505—506

CD : 621.774

Atanasiu, N. : **Critères de projection des mandrins flottants pour l'étirage des tubes**

L'étirage des tubes à mandrins flottants est l'unique processus de fabrication des tubes qui assure la réduction du diamètre et de l'épaisseur du parois sans que les outils de déformation limitent la longueur des tubes.

On présente les critères de projection des mandrins flottants et les facteurs qui influencent leur géometrie (le coefficient de frottement et le degré de réduction).

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 507—511

CD : 621.785 : 621.794 : 620.169.1

Drugă, L., Francise, Veronica et *Roşu, F.* : **Les traitements thermiques et thermochimiques complexes appliqués aux outils d'estampage pour augmenter leur durabilité**

On présente l'augmentation de la durabilité des outils par le traitement thermique en vide et par les traitements thermochimiques de nitruration et oxynitrutration en lit fluidisé.

Une augmentation importante de la durabilité a été obtenue aux poinçons soumis à un traitement thermique sous vide et oxynitruration (d'environ 6—7 fois).

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 512—515

CD : 658.59 : 669.1

Pavel, N. : **Certaines modalités pratiques concernant la réalisation de la base technologique de maintenance préventive des outillages, pour son exploitation à l'aide du système de traitement authomatique des données**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 516—520

CD : 669.187.013.5 : 628.517.2

Pumnea, C. et *Redeş, A.* : **La pollution phonique et sa diminution dans les aciéries prevues de fours électriques de grande capacité**

On présente un complexe de solutions et mesures techniques organisatoriques pour la diminution du niveau de pollution phonique des aciéries électriques en vue de respecter les normes de bruit admissibles.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 521—529

CD : 543.42

Lupu, Iuliana et *Lupu, Ligia* : **L'influence de certains éléments d'alliage contenus dans les aciers sur le dosage du vanadium par la spectrophotométrie d'absorbtion atomique**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 530—532

CD : 620.193.41

Cecal, Al. : **L'utilisation des traceurs radioactifs dans l'étude de la corrosion des métaux**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 533—536

CD : 669.131.622

Riposan, I. : **Le développment des fontes inoculées, deux moments importants du XX-ème siècle.**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 537—545

CD : 669,1 :382

Pungă, I. : **20 ans de collaboration dans le domaine des échanges de produits métallurgiques dans le cadre de l'Organisation „Intermetall"**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 546—548

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 622.785

Войку, Г.: **Исследования относительно применения кислорода в процессе зажигания при агломерации**

В работе представлен способ которым можно влиять на динамику процесса агломерации под очагом и качество полученного агломерата при применении кислорода в процессе зажигания при агломерации. Выявлено влияние концентрации кислорода из газовой фазы и кислорода, доставленного на поверхность агломерационного слоя после зажигания.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 497—501

ДК: 669 : 621.74

Анненко, О. Я.: **Факельно-шлаковые процессы в металлургии**

Metalurgia 26 (1984), nr. 10, p. 502—504

ДК: 669.2/.8

Опреа, Ф. и *Мургулеску, Родика:* **Рекуперация меди из хвостов от флотации медных шлаков**

Работа относится к рекуперации полезных металлов из полученных хвостов в процессе флотации шлаков из пирометаллургии меди. Эти хвосты, полученные в следствии флотации содержат от 0,30 до 0,65% Cu, в зависимости от происхождения исходного шлака. Для рекуперации меди эти хвосты обрабатываются сконцентрированной серной кислотой.

Для растворения образованных сульфатов материал обрабатывается водой при 80—90°C. Таким образом получается раствор с 0,14 г/л из которого можно его извлечь одним из известных способов.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 505—506

ДК: 621.774

Атанасиу, Н.: **Критерии проектирования плавающих оправок для волочения труб**

Волочение труб с плавающей оправкой является единственным процессом производства труб, обеспечивающий уменьшение диаметра и толщины стены, без того чтобы деформирующий инструмент ограничивал длину труб.

Представлены критерии проектирования плавающих оправок и факторы, влияющие на их геометрию (коэффициент трения и степень уменьшения).

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 507—511

ДК: 621.785 : 621.794 : 620.161.1

Другэ, Л., Франчиск, Вероника и *Рошу, Ф.:* **Комплексные термические и термомеханические обработки, примененные штамповочным инструментам для повышения их стойкости**

Представлено повышение долговечности инструментов способом термообработки в вакууме и применением термомеханических обработок нитрированием и оксинитрированием в жидкотекучем слое.

Эффективное повышение стойкости (около 6—7 раз) было получено на пуансонах, термически обработанных в вакууме и оксинитрированные.

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 512—515

ДК: 658.58 : 669.1

Павел, Н.: **Практические возможности относительно разработки технологической базы профилактического обслуживания оборудования в виду его эксплуатации с помощью автоматизированной системы обработки данных**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 516—520

ДК: 669.187.013.5 : 628.517.2

Пумнеа, К. и Редеш, Ал.: **Звуковое загрязнение и снижение его в сталеплавильных цехах, оборудованные электродуговыми печами большой емкости**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 521—529

ДК: 543.42

Лупу, Юлиана и *Лупу, Лиджиа:* **Влияние некоторых стальных легирующих элементов на дозирование ванадия спектрофотометрией атомного поглощения**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 530—532

ДК: 620.193.41

Чекал, А.: **Применение радиоактивных разметок при изучении коррозии металлов**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 533—536

ДК: 668.131.622

Рипошан, И.: **Появление и усовершенствование модифицированных чугунов, особые события XX века**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 537—545

ДК: 669.1 : 382

Пунгэ, И.: **Сотрудничеству в области обмена металлургическими изделями в рамках „Интерметалла" — 20 лет**

Metalurgia 36 (1984), nr. 10, p. 546—548

METALURGIA 10
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1984

Dr. ing. Gh. Voicu
Institutul politehnic — Bucureşti

Cercetări privind folosirea oxigenului în procesul de amorsare la aglomerare

CZ: 622.785

Arderea chimică completă a carbonului din combustibilul solid, în cazul aglomerării minereurilor de fier, depinde substanţial de concentraţia în oxigen (C_0) din faza gazoasă care traversează stratul de amestec. Odată cu mărirea concentraţiei în oxigen, scade conţinutul de oxid de carbon în gazele de ardere ale combustibilului solid.

O concentraţie mai ridicată de CO în gazele aspirate prin stratul de amestec (pînă la 3%) se obţine în perioada de aprindere, cînd concentraţia oxigenului din faza gazoasă din focar nu depăşeşte 2—4 %. În acest caz, energia chimică utilizată a carbonului din combustibilul solid atinge 25—30%.

Odată cu creşterea concentraţiei în oxigen a fazei gazoase din focar, gradul de utilizare a energiei chimice a carbonului (exprimat prin raportul dintre căldura efectiv degajată prin ardere şi cantitatea care s-ar degaja prin arderea completă a carbonului pînă la CO_2) creşte în mod continuu pînă la o valoare optimă a concentraţiei oxigenului în faza gazoasă, cînd valoarea gradului de utilizare devine egală cu unitatea. Creşterea concentraţiei oxigenului în faza gazoasă pînă la valoarea optimă contribuie atît la micşorarea consumului de combustibil solid la aglomerare, cît şi la intensificarea procesului de aglomerare în focar. În acelaşi timp, îmbogăţirea aerului de ardere în oxigen conduce la o ridicare a temperaturii în straturile orizontale superioare ale stratului de amestec cu 80—100°C şi la o reducere a cantităţii totale de aer insuflat la aglomerare.

Viteza de transfer a oxigenului la suprafaţa de reacţie — pentru arderea carbonului din strat — este proporţională cu diferenţa de concentraţie a oxigenului din faza gazoasă (C_0) şi concentraţia la suprafaţa particulei de combustibil (C_s):

$$W_2 = K_d^0 (C_0 - C_s) \qquad (1)$$

unde K_d^0 este coeficientul de transfer al oxigenului, exprimat prin relaţia:

$$K_d^0 = \left(\frac{2 \cdot W_{f.g} \cdot D}{\pi \cdot \gamma_0} \right) 0{,}5 \qquad (2)$$

relaţie care pune în evidenţă importanţa condiţiilor hidrodinamice de difuzie a oxigenului asupra procesului de ardere a carbonului şi anume dependenţa vitezei procesului de viteza de deplasare a fazei gazoase ($W_{f.g}$).

Efectul temperaturii asupra vitezei transferului oxigenului la suprafaţa de reacţie se poate lua în consideraţie prin relaţia:

$$D = D_0 \left(\frac{T}{273} \right)^n \qquad (3)$$

unde D şi D_0 sînt coeficienţii de difuzie a oxigenului la suprafaţa de reacţie, iar n, coeficientul exponenţial care, la temperaturi ridicate, are valori cuprinse între 1,5 şi 2,0.

Consumul specific de oxigen $K_{sp}^{O_2}$ este corelat cu greutatea carbonului ars m_s^C pe unitatea de suprafaţă în unitatea de timp, prin relaţia:

$$m_s^C = \frac{1}{\Phi} K_{sp}^{O_2} \qquad (4)$$

Factorul de transformare Φ exprimă cantitatea de oxigen consumată pe unitatea de masă de carbon, valoarea sa depinzînd de reacţia specifică de ardere a carbonului (ardere completă sau incompletă) şi de compoziţia fazei gazoase.

În cazul arderii carbonului solid, în stratul de amestec apar fenomene secundare, în primul rînd faptul că arderea carbonului se face atît pînă la CO_2, cît şi pînă la CO. Din expresia (4) rezultă că vitezele de ardere a

carbonului cu formarea de CO sau CO_2 diferă între ele substanţial.

Din valorile numerice ale coeficientului $\Phi = \frac{x}{y}$ (16/12 şi 32/12) ale reacţiilor de ardere incompletă sau completă a carbonului, rezultă că la aceeaşi cantitate de oxigen consumată, viteza de ardere a carbonului este dublată atunci cînd se formează CO, dar se obţine o cantitate mai mică de căldură, fiind necesară creşterea cantităţii de carbon introduse în stratul de amestec. De aceea, la arderea carbonului în stratul de amestec, pentru aglomerare, creşterea caracterului oxidant al fazei gazoase conduce la creşterea vitezei de ardere a carbonului şi, prin aceasta, la mărirea vitezei de înaintare a frontului de ardere în stratul de aglomerare.

Cercetări experimentale şi aparatura utilizată

Cercetările au fost efectuate folosind minereuri, concentrate şi combustibili utilizaţi la fabricile de aglomerare din R.S.R., pe o instalaţie prezentată în lucrarea [1], prevăzută cu o ceaşcă de aglomerare cu capacitatea de 40 kg şi dimensiunile 280×280×480 mm.

Amorsarea procesului de aglomerare, pregătirea prealabilă a amestecului şi rezistenţa mecanică a aglomeratului au fost efectuate cu aceleaşi utilaje prezentate în lucrarea [1].

Pentru experimentări s-a menţinut stratul de amestec sub influenţa focarului prin care s-a trecut faza gazoasă cu temperatura de 1 000—1 200°C, timp de 2, 3 şi 4 min. După aceea, s-a scos stratul de aglomerare de sub influenţa fazei gazoase din focar şi, cu ajutorul unui distribuitor, stratul a fost alimentat cu oxigen timp de 2 min. Înălţimea stratului de amestec a fost de 400 mm, iar depresiunea sub grătar, 745 mm H_2O. Ponderea combustibilului solid în amestecul de aglomerare a fost de 4,55; 4,90 şi 5,25%, iar coeficientul de exces al aerului de ardere $\alpha_a = 1{,}5$; el a asigurat iniţial pentru faza gazoasă o concentraţie în oxigen de 6—6,5%.

Oxigenul pentru îmbogăţirea fazei gazoase s-a introdus prin arzător odată cu aerul de ardere, alimentarea cu oxigen fiind asigurată cu tuburi de oxigen. Introducerea oxigenului în faza gazoasă pentru creşterea concentraţiei s-a făcut după 20—30 s de la începutul duratei de amorsare, adică după aprinderea combustibilului solid din amestecul de aglomerare.

Creşterea concentraţiei în oxigen (C_O) a fazei gazoase s-a făcut treptat pentru a putea pune în evidenţă influenţa acestei concentraţii asupra dinamicii procesului de aglomerare şi asupra calităţii aglomeratului. Îmbogăţirea fazei gazoase în oxigen s-a realizat pînă la ponderi de 19,5—20% O_2. În timpul menţinerii stratului de amestec sub influenţa oxigenului, cantitatea de O_2 a fost crescută în mod treptat pînă la 84,2 $m^3/m^2.h$. Rezultatele cercetărilor efectuate sînt prezentate în figurile 1—5, în funcţie de concentraţia oxigenului (C_O) din faza gazoasă şi de durata totală de amorsare (4, 5 şi 6 min), durată care cuprinde timpul de expunere a stratului de amestec influenţei fazei gazoase (2, 3 şi 4 min) şi apoi oxigenului. Au fost efectuate cercetări de amorsare a procesului, expunind stratul de aglomerare numai fazei gazoase îmbogăţite cu oxigen — în aceleaşi limite — dar fără menţinerea stratului influenţei oxigenului după focar. Rezultatele obţinute au fost inferioare — deoarece faza gazoasă are o putere oxidantă mai scăzută decît oxigenul tehnic.

Valorile maxime pentru viteza de aglomerare şi înălţimea stratului de aglomerat în focar se obţin pentru concentraţii ale oxigenului în faza gazoasă de 17,3—17,9%. Scăderea valorii lui W_{ag} şi h, odată cu creşterea concentraţiei oxigenului peste 17,3—17,9%, se datoreşte micşorării temperaturii fazei gazoase, imediat după aprindere. Diminuarea valorii temperaturii focarului contribuie la micşorarea temperaturii în zona de ardere şi a vitezei de ardere a carbonului din combustibilul solid din stratul de aglomerare. Aducerea oxigenului rece pe stratul de aglomerat imediat după ieşirea de sub focar contribuie la micşorarea rezistenţei mecanice (fig. 3 şi 4) a aglomeratului în partea superioară a stratului, micşorare care se datoreşte răcirii bruşte a aglomeratului format şi apariţiei de tensiuni termice ce conduc la sfărîmarea bucăţilor şi deci la creşterea fracţiei < 5 mm.

Valorile maxime pentru viteza de aglomerare au fost obţinute pentru o durată de amorsare de 4 min şi o pondere a combustibilului solid $K_s = 4{,}55\%$ (fig. 2), dar aglomeratul are o rezistenţă mecanică slabă (fracţia < 5 mm peste 35%). Scăderea duratei de amorsare de la 6 la 4 min — pentru $K_s = 5{,}25\%$ şi $C_O = 17{,}3$—17,9% — conduce la creşterea vitezei verticale de aglomerare cu 27,5% (fig. 5, *a*). Folosirea oxigenului la amorsare, în comparaţie cu amorsarea obişnuită [1] — pentru $K_s = 5{,}25\%$ şi $\tau_{am} = 4$ min — conduce la creşterea vitezei verticale de aglomerare cu 30—32% şi la micşorarea rezistenţei mecanice cu 20—22%, totuşi această rezistenţă poate fi apreciată ca satisfăcătoare (fracţia < 5 mm sub 30%) (fig. 5, *b*).

În concluzie, se poate afirma că utilizarea oxigenului la amorsare — atît pentru creşterea concentraţiei O_2 în faza gazoasă din focar, cît şi pentru alimentarea stratului de aglomerat după focar — conduce la creşterea valorii vitezei de aglomerare, dar nu şi la diminuarea ponderii combustibilului solid (K_s) din amestecul

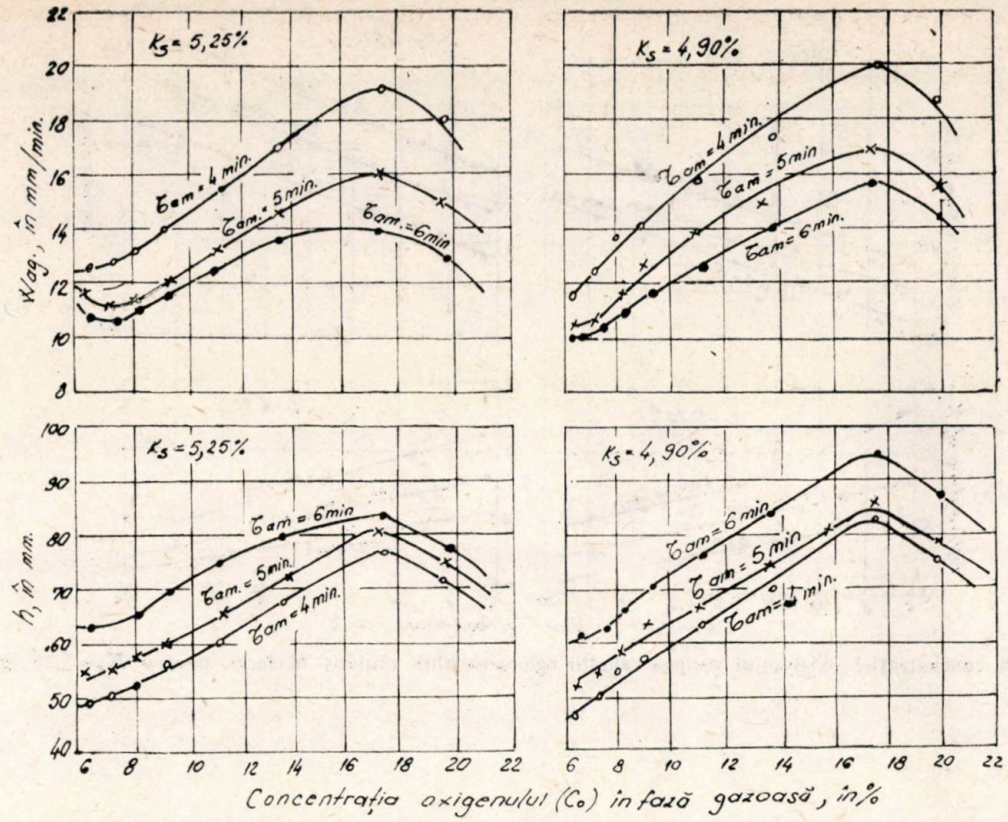


Fig. 1. Influența concentrației oxigenului asupra dinamicii procesului de aglomerare, pentru K_s = 5,25% și K_s = 4,90%

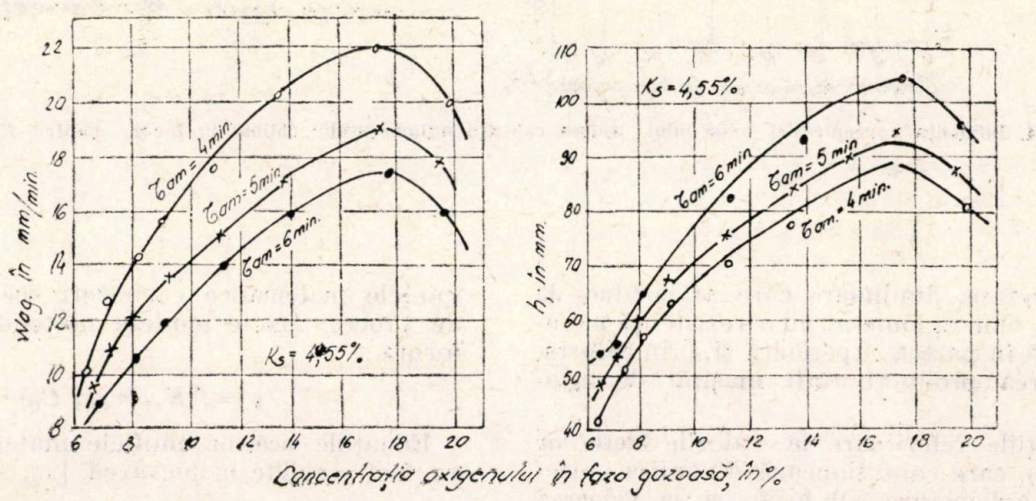


Fig. 2. Influența concentrației oxigenului asupra dinamicii procesului de aglomerare, pentru K_s = 4,55%

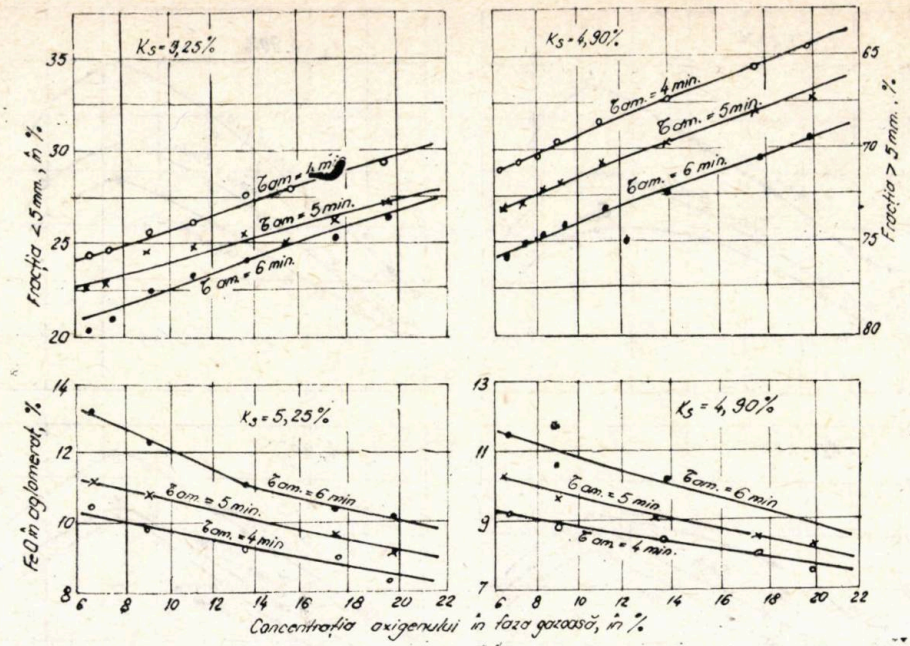


Fig 3. Influenţa concentraţiei oxigenului asupra calităţii aglomeratului obţinut în focar, pentru K_s=5,25 şi K_s = 4,90 %

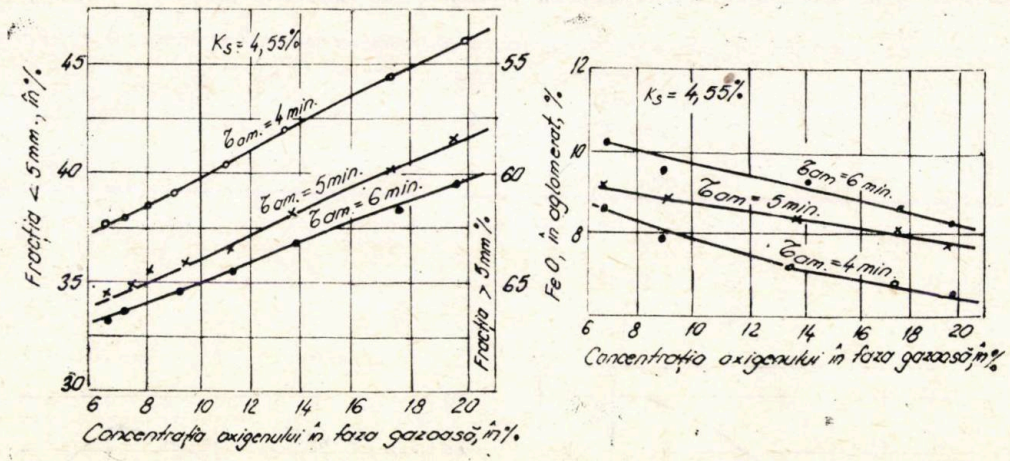


Fig. 4. Influenţa concentraţiei oxigenului asupra calităţii aglomeratului obţinut în focar, pentru K_s = 4,55 %

de aglomerare, diminuare care ar conduce la obţinerea unui aglomerat cu o rezistenţă mecanică slabă în partea superioară şi, prin aceasta, la scăderea productivităţii maşinii de aglomerare.

Afirmaţiile referitoare la valorile factorilor (W_{ag} şi h), care condiţionează dinamica procesului de aglomerare sub focar, şi la valoarea rezistenţei mecanice a aglomeratului obţinut pot fi puse în evidenţă şi cu ajutorul unor modele matematice caracteristice acestui tip de proces. Aceste modele matematice sînt de forma :

$$y = f(K_s,\ \tau_{am},\ C_O) \qquad (5)$$

Ecuaţiile acestor modele matematice, care au fost stabilite în lucrarea [2], sînt :

$$W_{ag} = 13{,}68 - 0{,}08\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35} - 1{,}48(\tau_{am} - 5) +$$

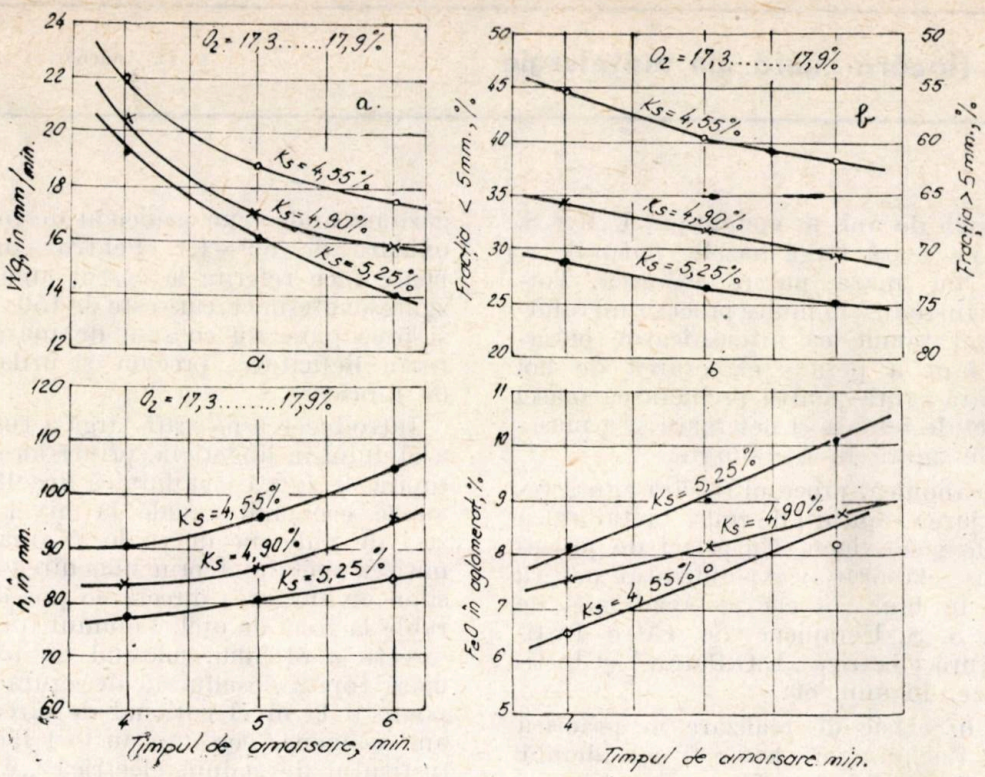


Fig. 5. Influența duratei de amorsare asupra dinamicii procesului de aglomerare și calității aglomeratului obținut sub focar, pentru $C_O = 17{,}3-17{,}9\%$

$$+ 3{,}08\,\frac{C_o - 13{,}1}{6{,}7} - 0{,}23(\tau_{am} - 5)\cdot$$

$$\cdot\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35} - 1{,}18\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35}\cdot\frac{C_o - 13{,}1}{6{,}7} -$$

$$- 0{,}78\,(\tau_{am} - 5)\,\frac{C_o - 13{,}1}{6{,}7}$$

$$h = 66{,}8 - 0{,}63\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35} + 6{,}38(\tau_{am} - 5) +$$

$$+ 14{,}63\,\frac{C_o - 13{,}1}{6{,}7} - 1{,}13\,(\tau_{am} - 5)\cdot$$

$$\cdot\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35} - 5{,}88\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35}\,\frac{C_o - 13{,}1}{6{,}7} -$$

$$- 0{,}88\,(\tau_{am} - 5)\,\frac{C_o - 13{,}1}{6{,}7}\,.$$

$$F_{(-5)} = 32{,}2 - 7{,}05\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35} -$$

$$- 2{,}28\,(\tau_{am} - 5) + 3{,}25\,\frac{C_o - 13{,}1}{6{,}7} +$$

$$+ 0{,}35\,(\tau_{am} - 5)\cdot\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35} - 0{,}5\,\frac{K_s - 4{,}90}{0{,}35}\cdot$$

$$\cdot\frac{C_o - 13{,}1}{6{,}7} - 0{,}08\,(\tau_{am} - 5)\,\frac{C_o - 13{,}1}{6{,}7}$$

Ecuațiile modelelor au fost verificate cu ajutorul testului Fischer și ele pun în evidență influența pe care o are concentrația oxigenului asupra dinamicii procesului și asupra funcției < 5 mm. Cu ajutorul acestor ecuații se pot calcula valorile lui W_{ag}, h și $F_{(-5)}$), pentru diferite valori ale variabilelor independente (K_s, τ_{am}, C_O), dar în limite admise tehnologic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Voicu, Gh. *Cercetări privind influența înălțimii stratului de amestec asupra dinamicii procesului de aglomerare sub focar.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 9, 1984, p. 441.

[2] Voicu Gh. *Studii și cercetări privind amorsarea procesului de aglomerare a minereurilor de fier.* Teză de doctorat, București, 1981.

Procesele flacără-zgură din metalurgie

O. Ia. Annenko – Kiev-U.R.S.S.

CZ: 669:621.74

În ultimii 25 de ani, în metalurgia U.R.S.S. se folosesc pe scară largă gazele naturale — combustibil cu mare putere calorică. Totodată a fost introdus, în multe procese metalurgice, oxigenul tehnic ca intensificator puternic. Acest fapt a permis elaborarea de noi procese flacără-zgură pentru prelucrarea masei topite de metale feroase și neferoase și a maselor topite de zgură în metalurgie.

În formă canonică, procesul flacără-zgură reprezintă purjarea topiturii de zgură metalurgică cu flacără de gaz-oxigen. Un astfel de proces a fost propus, elaborat și experimentat pentru prima dată în lume în cadrul Academiei de Științe a R. S. S. Ucrainene de către Institutul de sudură electrică „E.O.Paton" și Institutul de gaze, în anii '60.

Ca exemplu clasic de realizare în practică a procesului flacără-zgură poate fi considerată obținerea fondantului de afinare pentru turnarea oțelului în lingotiere, din masa topită obișnuită a zgurei de furnal. Procedeul de rafinare a oțelului la turnarea directă și tratarea cu zgură constă în aceea că, în lingotieră, înaintea turnării oțelului, se introduce zgură de furnal desulfurată. Aceasta permite ridicarea calității metalului, îmbunătățirea structurii lingourilor, precum și a suprafețelor acestora. Un astfel de mijloc de rafinare, precum și instalația pentru realizarea lui în condițiile secțiilor de turnare a metalelor din cadrul uzinelor metalurgice au fost elaborate sub conducerea academicianului B. E. Paton, de către un colectiv de specialiști din cadrul Institutului de sudură electrică „E.O. Paton" al Academiei de Științe a R. S. S. Ucrainene, în colaborare cu Institutul de siderurgie al U.R.S.S. din orașul Dnepropetrovsk și de către specialiștii uzinei metalurgice „F. E. Dzerjinski" din Dnepropetrovsk, în anul 1971.

Zgura de furnal (zgura metalurgică) desulfurată se poate obține prin suflarea topiturii cu jet de amestec de gaz-oxigen. Prin această metodă sulful din zgura de furnal se oxidează și se înlătură împreună cu gazele de furnal sub formă de SO_2. Pentru a obține o productivitate sporită, desulfurarea zgurei trebuie realizată cu un coeficient de consum de oxigen și amestec de gaze în limitele 1,5 pînă la 5,0. Cercetările efectuate au dovedit că există posibilitatea obținerii fondantului pentru turnarea oțelului la un cost foarte redus (cca 5 ruble/t). Consumul de oxigen pentru o tonă de zgură este de circa 100 m^3, la un consum de 50 m^3 gaze naturale și un coeficient de consum pentru oxidare de 0,9—1,1. Pentru comparație, se poate face referire la costul amestecurilor de zgure exotermice, care este de 150 ruble la o tonă și presupune un consum de materiale costisitoare deficitare, precum și utilaje complexe de fabricare.

Introducerea pe scară largă a turnării directe a oțelului în lingotieră, printr-un strat de masă topită de zgură metalurgică desulfurată, poate aduce economii anuale la nivel național de zeci de milioane de ruble. Numai din economisirea metalului prin înlocuirea turnării prin sifon cu turnarea directă se pot obține 2—2,5 ruble la tona de oțel. Volumul total al turnării directe a oțelului, folosind ca fondant lichid masă topită desulfurată de zgură metalurgică, poate fi la nivel național de circa 30 mil. t pe an. Asemenea cercetări au fost făcute de către Institutul de sudură electrică „E. O. Paton" și specialiști ai Institutului pentru problemele de turnătorie din cadrul Academiei de Științe a R. S. S. Ucraineană.

Un alt exemplu de folosire a procesului flacără-zgură îl constituie reducerea bazicității zgurei siderurgice prin adaos de nisip de turnătorie, pentru obținerea vatei de zgură, sticlei de zgură cu conținut redus de oxizi alcalini și a zgurei-sital. În asemenea procese tehnologice de obținere a materialelor de construcție cu eficiență mare și a fabricatelor, PFZ (proces flacără-zgură) este de neînlocuit, având un mare viitor.

Este suficient să se facă referire la unele calcule economice de construcție, potrivit cărora, conform cerințelor în construcții, nevoile de materiale din zgură-sital și fabricate, în anul 1975 s-au cifrat la 1,5 mil. t, iar în 1980, la 2,8—3,0 mil. t. Rezultatul economic general provenit din utilizarea zgurei-sital în 1980 putea fi de 350—400 mil. ruble sau circa 130 ruble la tona de zgură-sital. Totuși, producerea de zgură-sital nu a fost organizată în țară pentru cantitatea necesară, din cauză că nu s-a acordat atenția cuvenită acestei probleme importante, precum și datorită introducerii în industrie a procesului flacără-zgură cu flacără de gaz-oxigen.

La uzinele metalurgice din R.S.S. Ucraineană se produc anual, odată cu fonta, circa 33 mil. t de zgură de furnal. Prin acidularea acesteia, în scopul obținerii unei structuri stabile vitroase ori a unei structuri de zgură-sital după răcire, s-ar putea pune la punct fabricarea unui produs asemănător cheramzitului și a ma-

terialului zgură-sital spongios. Obținerea a circa 25—30 mil. t de asemenea materiale de construcții cu eficiență mare, care, în prezent, sînt deficitare, ar da posibilitatea să se realizeze economii anuale de miliarde de ruble.

Flacăra de gaz-oxigen are temperatura jetului în masa topiturii de zgură de circa 2 500°C. O asemenea temperatură asigură o înaltă productivitate a încălzirii și transformării compoziției chimice a masei topite. Consumul redus de combustibil și oxidant permite obținerea de noi procese metalurgice ieftine, precum și de tehnologii de prelucrare a masei topite în feroaliaje.

Folosind ca oxidant al combustibilului aerul comprimat (existent la toate uzinele metalurgice și de construcții de mașini), Institutul de sudură electrică „E. O. Paton" și Institutul de gaze de pe lîngă Academia de Științe a R. S. S. Ucrainene au aplicat procesele flacără-zgură pentru topirea metalelor neferoase, ca alamă, bronz, cupru etc. Cercetările efectuate la o uzină metalurgică de metale neferoase au demonstrat eficiența înaltă a aplicării proceselor flacără-zgură la obținerea aliajelor de cupru, folosind aerul ca oxidant și gazele naturale în calitate de combustibil. Odată cu obținerea unui metal cu calitate înaltă, s-au realizat economii față de procedeul obișnuit de topire prin inducție, întrucît s-au folosit deșeuri care înainte nu se prelucrau. Asemenea procese de flacără-zgură pot fi introduse la uzinele mari constructoare de mașini și în turnătorii, pentru retopirea șpanului de metale neferoase și a celui de fontă, care de regulă nu se retopesc la locul unde se produc din prelucrare, ci se transportă la uzinele metalurgice. Aici se introduc în furnale, dar se produc mari pierderi de metal la transport, încărcare-descărcare, din cauza oxidării la retopire și pe timpul păstrării datorită precipitațiilor atmosferice. Topirea șpanului de fontă, utilizînd procesele flacără-zgură și electrozgură, va permite obținerea unei economii la tona de metal de pînă la 30 ruble. Volumul total al șpanului de fontă la care se ajunge la nivel național este de circa 2 mil. t anual. De aceea, se poate obține o economie de circa 60 mil. ruble anual prin reducerea consumului de cocs metalurgic (costisitor și deficitar), care se folosește în prezent pentru topirea șpanului în cubilouri.

În turnătorii, la elaborarea fontei în cubilouri se formează anual circa 1,5 mil.t de zgură de cubilou, care conține 45% oxid de siliciu, 30% oxid de calciu, 10% oxid de aluminiu ș.a. componente valoroase. O asemenea masă topită de zgură cu proprietăți acide poate fi prelucrată cu ușurință în materiale ieftine de construcții, ușoare și termoizolante de tipul cheramzitului și pietrei ponce, prin combinarea tehnologiilor procesului flacără-zgură și procesului electrozgură. De asemenea, în turnătorii se poate pune la punct producția de diferite obiecte de larg consum realizate din zgură. Volumul total al economiilor obținute din prelucrarea masei topite de zgură de cubilou poate fi de 15 mil. ruble anual. Un rezultat pozitiv valoros al proceselor de prelucrare a zgurelor din cubilou, utilizînd procesul flacără-zgură, îl poate constitui introducerea pe mai departe în practică și trecerea la prelucrarea topiturii de zgură de furnal pe scară mare, care se cifrează la milioane și zeci de milioane de tone anual.

Împărțirea topiturii zgurei de furnal în jeturi separate cu diametrul de 10—25 mm, la ieșirea din cubilou, va permite prelucrarea mai eficientă a acesteia. De aceea, multe din cercetările asupra prelucrării zgurei în metalurgia feroasă și neferoasă este necesar să se efectueze mai întîi la uzinele constructoare de mașini, în turnătorii, utilizîndu-se jetul de topitură de zgură de cubilou la elaborarea fontei.

Combinarea proceselor flacără-zgură și a proceselor electrozgură permite obținerea de fondanți pentru sudura electrică din topitura zgurei de furnal și a altor zgure metalurgice.

Este posibil să se modifice cu ușurință compoziția chimică a masei topite în direcția dorită, prin adăugarea în ea a componentelor necesare cu ocazia încălzirii și amestecării puternice produse de flacără-jet. Odată cu aceasta, costul unei tone de fondant se poate reduce cu 20—30 ruble; de asemenea se poate organiza rapid producerea lui pe scară industrială mare. Particularitatea obținerii de fondanți cu conținut de fluor pentru sudura electrică, în acest caz, constă în caracterul de stadiu dublu al procesului, cînd adăugarea de compuși de fluorură trebuie făcută în etapa finală a topirii folosindu-se tehnologia procesului electrozgură.

Mari perspective de introducere pe scară largă o au procesele flacără-zgură cu folosirea plasmei de joasă temperatură. Suflarea mai multor mase topite de zgură cu jeturi de plasmă la temperatura de 3 000—5 000°C și cu proprietăți reductoare permite obținerea din zgure a unor feroaliaje valoroase, cu cheltuieli reduse, practic în cantitatea necesară pentru metalurgia U.R.S.S. și a țărilor membre ale CAER. De exemplu, zgura de furnal care conține circa 50% oxigen poate fi redusă pînă la obținerea silico-calciu-aluminiului prin suflarea ei cu jet de plasmă, conținînd carbon încălzit pînă la temperatura de 3 000°C și mai mult. Astfel de procese sînt ușor de realizat din punct de vedere termodinamic și cinetic, însă ele presupun realizarea unor plasmotroane rezistente de mare putere și care să funcționeze

la curent alternativ. În prezent, asemenea cercetări se află abia în stadiul inițial de elaborare.

Institutul de sudură electrică „E. O. Paton" de pe lîngă Academia de Științe a R. S. S. Ucrainene, în colaborare cu alte institute de cercetări științifice și uzine din U.R.S.S. a elaborat, experimentat și cercetat, în condiții de laborator — și în producție, mai multe instalații și mijloace pentru procedeul flacără-zgură pentru diferite scopuri. Aceste lucrări sînt tratate suficient în literatura tehnico-științifică din U.R.S.S.. Introducerea lor pe scară largă în producție, în viitorul apropiat, va permite accelerarea cercetărilor viitoare și în perspectivă va duce la perfecționarea radicală a proceselor de prelucrare a topiturilor de zgură și metal, la creșterea productivității proceselor metalurgice, reducerea consumului de combustibil și sporirea producției de materiale deficitare, de construcții valoroase, precum și a fabricatelor de tip zgură-sital etc., în cantități de multe milioane de tone anual. De asemenea, aceasta va duce la obținerea a milioane de ruble economii în economia națională.

DOCUMENTARE

Comandă de cocs din S.U.A. către societatea N.C.B.

Societatea britanică National Coal Board a înregistrat o comandă de 175 mii t cocs, ce va fi livrată societății americane Inland Steel, în urma unei cereri pentru un transport de 250 mii t în anul 1985. Societatea britanică intenționează să înceapă expedierea cocsului la sfîrșitul lunii mai, în ciuda continuării grevei minerilor. Transporturile se vor face săptămînal în cantități de 10 mii t, comanda totală urmînd a fi onorată înainte de luna noiembrie. Societatea britanică se va preocupa de asemenea de cumpărarea unor cantități de cocs din alte țări, în eventualitatea că o grevă a minerilor ar putea împiedica expedierea cocsului din rezervele Marii Britanii.

În timp ce piața europeană înregistrează o capacitate suplimentară de cocs, lipsa acestuia din S.U.A. a făcut ca piața americană să fie deosebit de atrăgătoare pentru furnizorii europeni. Contractul cu societatea Inland a fost obținut în condițiile unei puternice concurențe din partea unor firme japoneze.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, 1984, nr. 6884, p. 27*)

Construcția unei uzine de feroaliaje în R.D.G.

În R.D.G., lîngă Dresda, vor începe lucrările de construcție a unei uzine de siliciu metalic și de ferosiliciu, încredințate societății Serete. În această uzină se va utiliza tehnica Societății franceze de electrometalurgie (SOFREM), filială a grupului Pechiney.

Participarea societății SOFREM comportă asigurarea asistenței tehnice : montarea și punerea în funcțiune a uzinei, formarea personalului în uzinele societății SOFREM și apoi la fața locului, în primii ani de exploatare.

O parte importantă din echipamente (șarpante, material de producție) va fi de proveniență franceză.

Această uzină va fi echipată cu două cuptoare moderne : un cuptor pentru siliciu de 15 mii t/an și un cuptor pentru ferosiliciu de 30 mii t/an.

Siliciul este utilizat în industria aliajelor de aluminiu și pentru fabricarea siliconului și ferosiliciului în siderurgie. Societatea SOFREM este al doilea producător mondial de feroaliaje de înaltă tehnicitate (pe bază de siliciu, cu conținut scăzut și mediu de carbon, molibden, bor, vanadiu) destinate elaborării și afinării oțelurilor speciale. Societatea realizează 50% din cifra sa de afaceri din exporturi, în special pentru Europa, Japonia și Statele Unite.

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 12, 1983, p. 986*)

S-a definitivat proiectul de încercări „Ruhr 100" de gazificare a cărbunilor

„Ruhr 100", proiectul de încercare destinat gazificării huilei în bucăți, sub presiune și adaos de oxigen, după sistemul Lurgi, s-a definitivat. Pe data de 17 septembrie 1979 a intrat în exploatare oficial uzina comună a firmelor Ruhrgas, Ruhrkohle și Steag din localitatea Dorsten. După 36 de încercări cu un total de 6 073 h de exploatare, instalația a fost scoasă din funcțiune în luna septembrie.

Etapa de încercări a fost stabilită numai pînă la sfîrșitul anului 1983.

Încercările s-au bazat pe experiența acumulată de firma Ruhrgas în anii '50 și '60 în privința gazificării cărbunilor. Proiectul „Ruhr 100" avea ca obiectiv dezvoltarea în continuare a procedeului. Proiectul, bazat pe huila slab aglutinantă, a avut patru puncte principale :

— creșterea conținutului de gaz metan din gazul brut de la cca 10% , existent în anii '50 și '60 la o presiune de cca 25 bar, la minimum 16% . Acest nivel s-a atins abia la o presiune de 90 bar ;

— dublarea productivității specifice : debitul de cărbune pe ora de exploatare a crescut de la 4,5 t, la o presiune de 25 bar, la cca 10 t, la cca 100 bar ;

— creșterea randamentului de gaz de calitate al gazului metan : la o presiune de 25 bar acesta a fost de cca 640 m^3/t cărbune pur utilizat. Prin creșterea presiunii,. randamentul a crescut pînă la cca 710 m^3/t cărbune utilizat ;

— reducerea hidrocarburilor condensabile care apar pe parcursul desfășurării procedeului : suma lor s-a menținut egală, deși a apărut o creștere clară a hidrocarburilor mai ușoare (uleiuri, benzină). Prin utilizarea la scară industrială a gazificării cărbunelui, aceste hidrocarburi au devenit un produs secundar interesant din punct de vedere economic.

Din încercările asupra evacuării „gazului pur" a rezultat că dezavantajele acestui procedeu depășesc comparativ avantajele. Prin „gaz pur" se înțelege un gaz în care nu se găsesc nici un fel de hidrocarburi condensabile.

Pe lîngă încercările cu cărbuni din R.F.G., s-au efectuat o serie de alte încercări cu diferite sorturi de cărbuni din Franța și Republica Sud-Africană.

În total s-au prelucrat 23 065 t cărbuni și s-au produs numai 30 mil.m^3 „gaze de convertizor" (un gaz al cărui conținut de CO a fost convertit de curînd în CO_2).

În ultima parte a proiectului de încercări instalația se va demonta pentru a analiza cu exactitate stadiul tuturor componentelor importante.

Încercările vor fi valorificate prin colaborarea dintre partenerii societăților Kohledruckvergasung și Lurgi Mineral—Öltechnik GmbH. Rezultatele vor fi prezentate într-o lucrare documentară cuprinzătoare.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 12—13, 1984, p. 598*)

Prof. dr. doc. ing. Fl. Oprea
Universitatea din Galaţi
ing. Rodica Mureşanu
I. P. Bucureşti

Recuperarea cuprului din sterilele de la flotaţia zgurelor cuproase

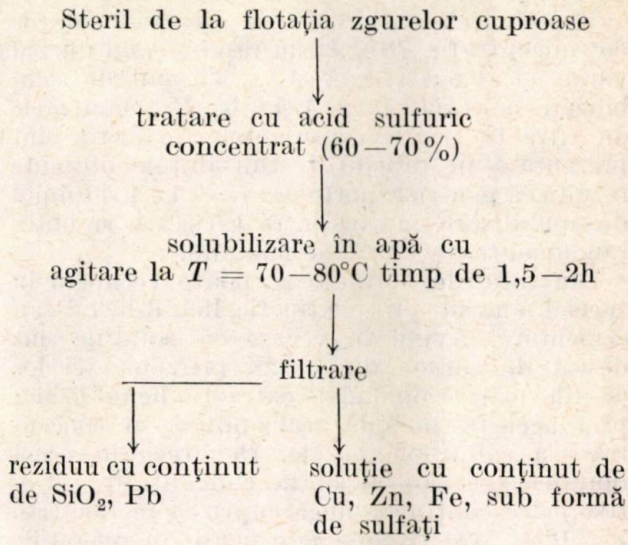
CZ : 669.2/.8

Zgurele rezultate în pirometalurgia cuprului prin diferite procedee tehnologice au compoziţii variate conţinînd şi metale utile, ca de exemplu Cu, Zn, Pb. În vederea recuperării acestor metale şi în special a cuprului din aceste zgure, pe plan mondial se folosesc atît flotaţia, cît şi alte procedee piro-, electro-sau hidrometalurgice.

Lucrarea de faţă prezintă un procedeu de recuperare a cuprului din sterilul rezultat la flotaţia zgurelor cuproase. Compoziţia chimică a diferitelor tipuri de zgure rezultate în pirometalurgia cuprului este prezentată în tabelul 1. Zgurele cuproase rezultate în general din operaţiile de topire şi convertizare sînt supuse operaţiei de măcinare (99 %—0,071 mm). După aceasta sînt flotate în prezenţă de xantat amilic şi phozocrezol la un raport L : S = 2,5 : 1. În urma flotării se obţine un concentrat primar cu 19,2 %Cu. Sterilul obţinut se supune reflotării, operaţie care se face cu silicat de sodiu şi phozocrezol. Reflotarea se efectuează în una sau mai multe trepte, obţinîndu-se în final un steril cu aproximativ 0,3 % Cu şi un produs intermediar cu 1,7 %Cu. În operaţia de flotare, extracţia în metal este de 87,7 %. În tabelul 2 sînt prezentate compoziţiile chimice ale concentratului din zgure şi ale sterilului obţinut în urma procesului de flotaţie a zgurei iniţiale.

Metodica cercetării şi rezultatele experimentale

Cercetările experimentale în vederea recuperării cuprului s-au făcut pe probe de steril în greutate de 50 g, compoziţia chimică fiind prezentată în tabelul 2. Avînd în vedere că unul din factorii care influenţează procesul este granulaţia, s-a efectuat analiza granulometrică a probelor de steril (tab. 3). Schema procedeului propus este următoarea :



În steril, cuprul se găseşte sub formă metalică, de oxid, silicat şi mai puţin ca sulfură, iar fierul se găseşte ca faialită şi magnetită, zincul şi plumbul, sub formă de silicaţi şi oxizi. Prin tratarea cu acid sulfuric concentrat la un raport S : L = 1 : 1, combinaţiile metalelor din steril reacţionează într-un timp foarte scurt (10 minute), formînd sulfaţii respectivi. Fierul în urma reacţiei formează cei doi sulfaţi, bivalent şi trivalent, sulfatul trivalent reacţionînd în continuare cu sulfurile care sînt atacate mai greu, ca de exemplu Cu_2S :

$$Cu_2S + 2\,Fe_2(SO_4)_3 = 2\,CuSO_4 + 4\,FeSO_4 + S$$

Tabelul 1

Compoziţia chimică a cîtorva tipuri de zgure rezultate în pirometalurgia cuprului

Procedeul (operaţia)	Cu, %	FeO, %	SiO_2, %	Fe_3O_4, %
1. Topire în cuptor cu vatră	0,60—1,30	20,0—31,6	30,0—38,0	—
2. Topire în suspensie	1,0 —1,50	50 0—55 0	25,0—28,0	15,5—17,0
3. Convertizare	2,50—3,0	53,0—56,0	18,50—25,0	14,3—22,8

Tabelul 2

Compoziţia chimică a concentratului şi sterilului din zgure obţinute în procesul de flotaţie

Compoziţia chimică, %	Cu	Fe	Zn	Pb	SiO_2	CaO	As	Sb
Concentrat din zgure	15,7	25,5	6,0	11,6	10,9	4,50	0,40	0,32
Steril de la flotaţie	0,38	37,89	4,44	0,92	31,74	3,11	—	—

Tabelul 3

Compoziția granulometrică a sterilului obținut la flotația zgurelor cuproase

Sita, mm	1—0,8	0,8—0,4	0,4—0,25	0,25—0,1	0,1—0,09	0,009—0,08	0,05
Materialul, %	18,10	21,20	14,0	15,50	9,10	10,40	11,7
Materialul, g	1,81	2,12	1,4	1,55	0,91	1,04	1,17

În continuare, sterilul astfel reacționat se pune în contact cu o cantitate de apă calculată conform solubilității sulfaților respectivi, pentru trecerea acestora în soluție la temperatura de 80—90°C, sub agitare mecanică, timp de 1,5—2 h.

Experiențele s-au efectuat cu acid sulfuric de concentrație 70% la un raport solid : lichid variat (1 : 0,6 ; 1 : 1 ; 1 : 1,5). Timpul de solubilizare a variat între 1 și 2 h. Randamentele de extracție pentru experiențele realizate sînt prezentate în tabelul 4. Din datele obținute rezultă că pentru raportul S : L = 1 : 1 și timpul de solubilizare cuprins între 1,5 și 2 h se obțin randamente de extracție maxime.

Din soluțiile obținute se poate recupera în special cuprul prin extracție lichid-lichid sau cementare. Avînd în vedere că soluțiile sînt destul de sărace din cauza provenienței lor (sterile) este recomandată extracția lichid-lichid, prin această metodă realizîndu-se o concentrare a soluțiilor inițiale. Deoarece în urma flotației zgurelor se obțin concentrate colective, care conțin pe lîngă cupru și metale (Fe, Zn, Pb), care trebuie zgurificate în operațiile de topire, se propune aplicarea acestei tehnologii direct zgurelor obținute inițial la topire, eliminînd flotația care este un procedeu destul de costisitor.

Tabelul 4

Rezultatele cercetărilor experimentale

Proba	Raportul S : L	Timpul de solubilizare, h	Randamentul de extracție, %	Cu,g/l
1	1 : 0,6	1	26,63	0,05
2	1 : 1,5	1	34,43	0,065
3	1 : 0,6	2	26,63	0,05
4	1 : 1,5	2	51,57	0,098
5	1 : 1	1,5	73,63	0,14
6	1 : 1	2	77,80	0,148

Această tehnologie se poate aplica sterilelor de la flotația zgurelor cuproase care în momentul de față nu sînt valorificate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea Fl. și Constantin, I. În: Metalurgia 28, R.S.R. nr. 9. 1976, p. 507.

[2] Kajahmetov, L. În: Țvetnie metalli, U.R.S.S., nr. 9, 1981, p. 21.

[3] Oprea, Fl. și Roman, R. Buletinul I.P.B. 39, 1977, nr. 1, p. 70.

[4] Paraschiv, I. *Reactivi de flotație*. București, Ed. tehnică, 1979.

[5] Spira, P. și Themelis, J. În: Journal of Metals, S.U.A., apr., 1969, p. 35.

[6] Filitis, S. și Roman, R. Brevet R.S.R., nr. 8, 1954.

DOCUMENTARE

Firma NKK a început producția de tablă placată

Firma NKK a început producția industrială de tablă din oțel inoxidabil placată. Firma NKK speră ca, de la o producție inițială de 300 t/lună, să realizeze la sfîrșitul anului 1984 o producție de 500 t/lună. Oțelul inoxidabil se va elabora în cuptorul electric de la uzina Keihin și se va lamina la uzina Fukuyama. Se produc table din oțeluri placate pe o parte sau pe două părți. Din producția inițială de 300 t/lună, cca 50 t/lună sînt destinate sectorului de construcții și engineering al firmei NKK însăși, pentru fabricarea recipientelor de presiune.

Un alt nou produs al firmei NKK îl reprezintă țevile din oțel cu nervuri interioare în spirală, proiectate pentru a face față cererii crescînde de coloane și piloți tubulari umpluți cu beton, cu rezistență mai mare la seisme. Nervurile interioare au peste 2,5 mm, iar țevile pot avea un diametru exterior de 400—2 500 mm și o grosime a peretelui de 9—22 mm.

(În: *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6886, 1984, p. 29*)

Firma vest-germană Seilstorfer își mărește producția

Firma Seilstorfer GmbH Co. din Haag-Winden, R.F.G., și-a mărit producția de piese obținute prin metalurgia pulberilor, de la capacitatea actuală de 50 t/an la 500 t/an, prin instalarea celei de-a patra prese HIP (presare izostatică la cald). Instalația, care este livrată de firma ASEA-Suedia, are un cuptor cu arc pentru încălzire și un sistem rapid de răcire pentru reducerea la minimum a perioadelor ciclice; ea urmează să fie pusă în funcțiune la mijlocul anului 1894. Firma sus-menționată are o presă CIP (presare izostatică la rece), două prese HIP (din care una este pentru intervalul cu presiune și temperatură înaltă) pentru cercetare și dezvoltare și două prese HIP pentru producție.

Principala linie de producție pune accentul pe oțeluri pentru scule, aliaje de cobalt de tipul Stelitte, aliaje speciale și materiale compozite (firma Seilstorfer produce de asemenea crom obținut prin presare izostatică la cald), care elimină problemele provocate de proprietățile slabe de prelucrare a metalului, făcînd posibilă obținerea de piese semifabricate care necesită o prelucrare redusă sau nu necesită prelucrare. Fragilitatea metalului la temperatura camerei nu se îmbunătățește totuși mult prin procesul HIP și, ca urmare, firma Seilstorfer a dezvoltat o tehnică pentru a produce compuși crom-oțel, în care oțelul inoxidabil este acoperit cu crom.

(În: *Metal Bulletin, Anglia, 1984, nr. 161, p. 95*)

Dr. ing. N. Atanasiu
Institutul politehnic — București

Criterii de proiectare a dornurilor flotante pentru tragerea țevilor

CZ : 621.774

Tragerea țevilor cu dorn flotant este singurul procedeu de fabricație a țevilor care asigură reducerea diametrului și a grosimii de perete, fără ca sculele de deformare să limiteze lungimea țevilor.

D_3 și lungimea L_3, prevăzută de obicei cu terminația conică.

Pentru determinarea dimensiunilor elementelor constructive ale dornului, se folosesc mărimile L_x — lungimea de contact a țevii cu dorn

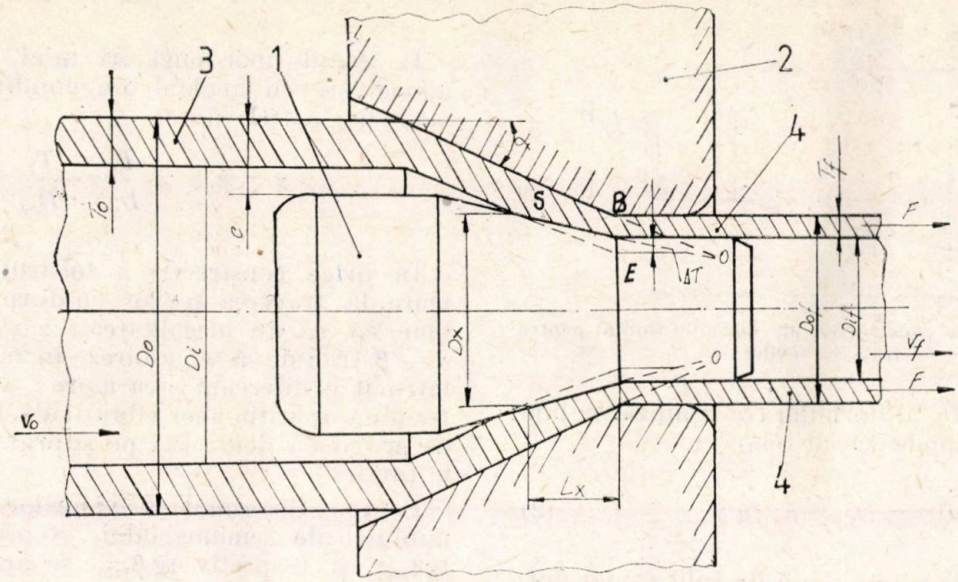


Fig. 1. Geometria focarului de deformare :
1 — dorn flotant ; 2 — filieră ; 3 — țeavă inițială ; 4 —țeavă trasa

Metalul, filiera și dornul, la tragerea țevilor cu dorn flotant, sînt reprezentate în figura 1. Se observă că materialul metalic inițial, țeava laminată sau extrudată, avînd diametrul exterior D_0, diametrul interior D_i și grosimea de perete T_0, se deformează în filieră rezultînd țeava trasă cu diametrul exterior D_{of}, diametrul interior D_{if} și grosimea de perete T_f. Metalul pătrunde în focarul de deformare cu viteza v_0 și este tras prin filieră cu viteza v_f.

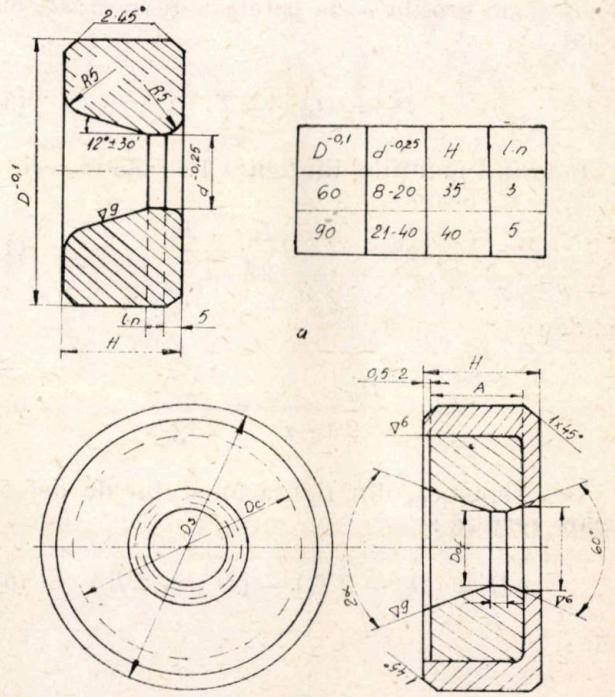
Filiera se confecționează din oțel (fig. 2, *a*) sau din carburi metalice (fig. 2, *b*), avînd o zonă conică cu unghiul α, în funcție de dimensiunile țevilor, natura materialului metalic prelucrat, de parametrii tehnologici ai procedeului.

Dornul, de o construcție specială (fig. 3), are următoarele elemente constructive :

— porțiunea cilindrică (*1*) cu diametrul D_1 și lungimea L_1, numită și „porțiunea de calibrare", determină diametrul interior D_{if} și grosimea de perete T_f a țevii trase ;

— porțiunea conică (*2*) unde țeava vine în contact cu dornul avînd lungimea L_2 și unghiul β ;

— porțiunea de echilibrare (*3*) cu diametrul



$D^{-0,1}$	$d^{-0,25}$	H	l_n
60	8-20	35	3
90	21-40	40	5

Fig. 2. Geometria filierei la tragerea țevilor cu dorn flotant :
a — oțel ; b — carburi metalice

și cu filieră și D_x — diametrul dornului corespunzător acestei lungimi. Aceste mărimi depind de gradul de reducere a peretelui țevii ΔT, de semiunghiul conului filierei α și de semiunghiul conului dornului flotant β.

Lungimea de contact L_x se calculează cu relația :

$$L_x = \frac{\Delta T}{\operatorname{tg}(\alpha - \beta)} \qquad (1)$$

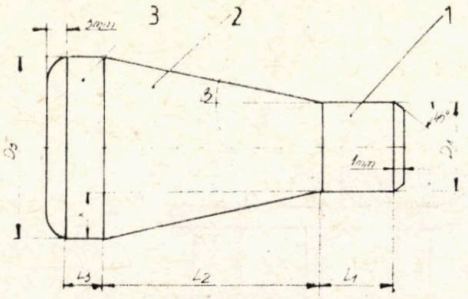


Fig. 3. Elementele constructive ale dornului flotant pentru tragerea țevilor

Diametrul D_x al dornului corespunzător lungimii L_x se calculează cu relația :

$$D_x = D_1 + L_x \operatorname{tg} \beta \qquad (2)$$

Diametrul D_1 al porțiunii de calibrare a dornului, pentru un anumit grad de deformare, se determină în funcție de dimensiunile țevii-eboș și de grosimea de perete a țevii trase, cu relația :

$$D_1 = D_{of} - 2T_f \qquad (3)$$

Folosind notațiile din figura 1 se poate scrie :

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{D_i - D_1 - 2a}{2L_2} \qquad (4)$$

unde :

$$L_2 = \frac{D_0 - D_{of}}{2 \operatorname{tg} \alpha} = \frac{\Delta D}{2 \operatorname{tg} \alpha} \qquad (5)$$

De asemenea, din figura focarului de deformare rezultă :

$$\Delta D = (D_0 - 2T_0) - (D_{of} - 2T_f) \qquad (6)$$

iar :

$$\Delta T = \frac{D_i - D_{if}}{2} \qquad (7)$$

Introducînd relațiile (5), (6), (7) în relația (4) rezultă :

$$\operatorname{tg} \beta = \operatorname{tg}\alpha \left[1 - \frac{2(\Delta T + a)}{\Delta D} \right] \qquad (8)$$

Dacă se consideră lungimea axială a conului exterior al țevii ca fiind lungimea L_2 a dornului, atunci rezultă condiția :

$$\operatorname{tg}\beta \leqslant \left(1 - 2 \frac{T_0 - T_f}{D_0 - D_{of}} \right) \operatorname{tg} \alpha \qquad (9)$$

În cazul unor unghiuri mici, tangenta se înlocuiește cu unghiul din condiția limită de mai sus, astfel că :

$$\alpha - \beta \geqslant 2 \frac{T_0 - T_f}{D_0 - D_{of}} \alpha \qquad (10)$$

În orice construcție a focarului de deformare, la tragerea țevilor cu dorn flotant trebuie să existe inegalitatea : $\alpha > \beta$. Diferența $\alpha - \beta$ trebuie să se încadreze în anumite limite, întrucît o diferență prea mare : $\alpha - \beta \geqslant 8°$ determină apariția unor vibrații ale dornului, fapt ce provoacă denivelări pe suprafața interioară a țevii.

Pentru determinarea valorilor maxime și minime ale semiunghiului conului dornului, $\operatorname{tg}\beta_{max}$ și respectiv $\operatorname{tg}\beta_{min}$, se aplică relațiile :

$$\operatorname{tg}\beta_{max} = \operatorname{tg}\alpha \left[1 - \frac{2(\Delta T_{min} + a_{min})}{\Delta D_{max}} \right] \qquad (11)$$

$$\operatorname{tg}\beta_{min} = \operatorname{tg}\alpha \left[1 - \frac{2(\Delta T_{max} + a_{max})}{\Delta D_{min}} \right] \qquad (12)$$

Lungimea porțiunii calibrate L_1 a dornului se obține luînd în considerare presiunile specifice din focarul de deformare :

$$L_1 = \frac{p_a}{p_c} \left(\frac{\operatorname{tg}\beta}{\mu} - 1 \right) \frac{D_x + D_1}{2D_1} \sqrt{(\operatorname{tg}^2\beta + 1) L_x} \qquad (13)$$

După teorema sinusurilor din triunghiul SBE rezultă (fig. 4) :

$$\frac{\Delta T}{\sin(\alpha - \beta)} = \frac{L_x}{\cos\beta \sin(90 - \alpha)} \qquad (14)$$

de unde :

$$L_x = \frac{\Delta T \sin(90 - \alpha) \operatorname{cs}\beta}{\sin(\alpha - \beta)} \qquad (15)$$

În cazul semiunghiului conului filierei $\alpha = 12°$ și $\beta \leqslant 10°$, $\cos\beta \cong \sin(90 - \alpha) \cong 1$.

Deci:

$$L_x = \frac{\Delta T}{\sin(\alpha - \beta)} \qquad (16)$$

Din relația (13) combinată cu (16) rezultă:

$$\frac{D_x - D_1}{D_1} = 2\frac{\Delta T}{\sin(\alpha - \beta)}\operatorname{tg}\beta + D_1 \qquad (17)$$

Prin urmare:

$$L_1 = \frac{p_a}{p_c}\left(\frac{\operatorname{tg}\beta}{\mu} - 1\right)\frac{\Delta T}{\sin(\alpha - \beta)} \cdot$$

$$\cdot\left[\frac{\Delta T \operatorname{tg}\beta}{D_1 \sin(\alpha - \beta)} + 1\right]\sqrt{\operatorname{tg}^2\beta + 1} \qquad (18)$$

în care: p_a și p_c reprezintă presiunile specifice la interfața metal-scule a dornului; μ — coeficientul de frecare la interfața metal-scule.

Diametrul porțiunii de calibrare D_3 a dornului se determină cu relația:

$$D_3 = D_1 + 2x + 0{,}8 \text{ mm} \qquad (19)$$

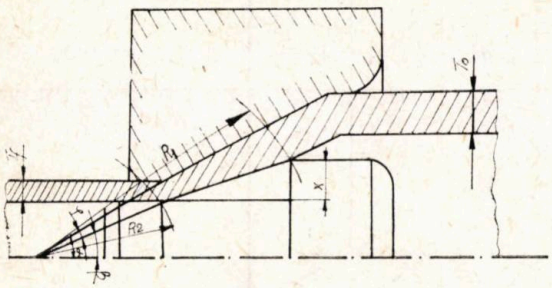


Fig. 4. Poziția dornului în focarul de deformare

Pentru calculul dimensiunii notate cu x se folosesc notațiile din figura 4 și anume:

$$T_0 = R_1 \operatorname{tg}\varphi\,;\; T_f = R_2 \operatorname{tg}\varphi \qquad (20)$$

Prin urmare:

$$R_1 = \frac{T_0}{\operatorname{tg}\varphi} \text{ și } R_2 = \frac{T_f}{\operatorname{tg}\varphi} \qquad (21)$$

Deci:

$$R_1 - R_2 = (T_0 - T_f)\frac{1}{\operatorname{tg}\varphi} \qquad (22)$$

și:

$$x = (T_0 - T_f)\frac{\sin\beta}{\operatorname{tg}\varphi} \qquad (23)$$

În ceea ce privește lungimea porțiunii de calibrare L_3, aceasta se adoptă 6,5—7,0 mm, iar lungimea zonei conice din fața porțiunii de calibrare se consideră, de obicei, de 3,0 mm.

Geometria dornului flotant este influențată de mai mulți factori, printre care se menționează coeficientul de frecare și gradul de reducere.

De asemenea un rol important îl manifestă rezistența la deformare și deformația principală.

Rezistența la deformare se calculează cu relația:

$$K_f = a(\varphi_{po} + \varphi_p)^n \qquad (24)$$

unde: a este o constantă; φ_{po} și φ_p — deformația principală în cazul procedeului de prelucrare anterior și respectiv a procedeului de tragere aplicat; n — coeficientul de ecruisare.

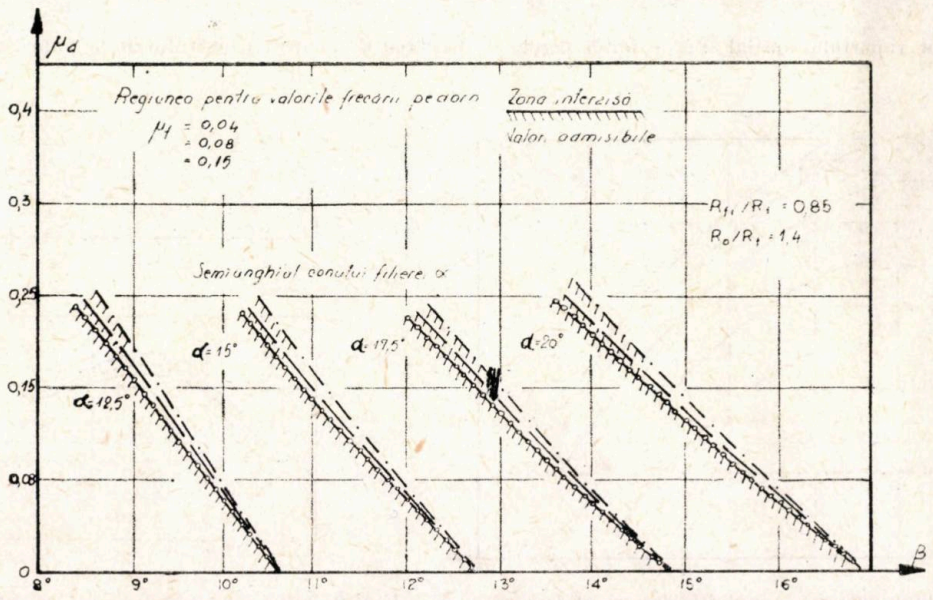


Fig. 5. Frecarea de contact pe dorn admisibilă în funcție de semiunghiul conului filierei și de grosimea de perete a țevii

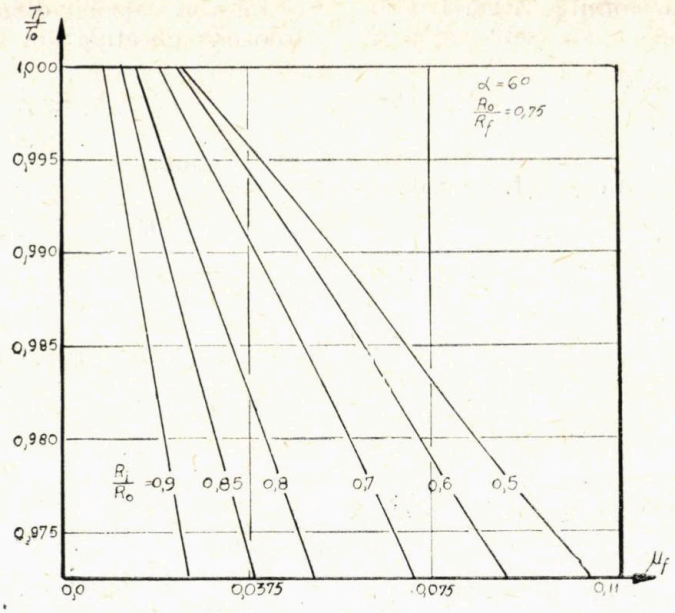


Fig. 6. Efectul frecării de contact și al raportului inițial al grosimii de perete asupra grosimii de perete a țevii trase

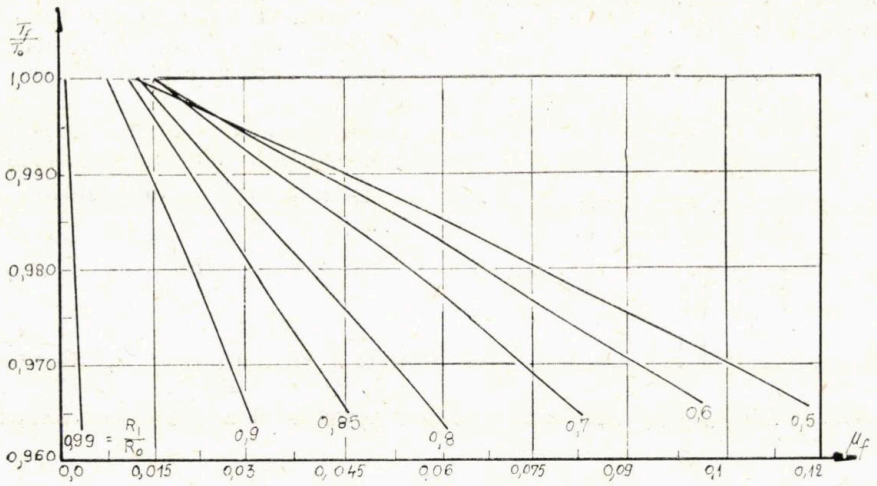


Fig. 7. Depedența raportului inițial al grosimii de perete de frecarea de contact pentru diferitele valori ale raportului R_0/R_f

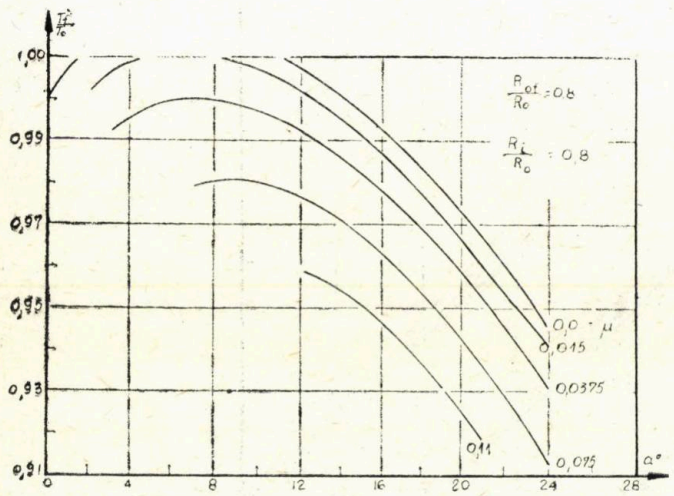


Fig. 8. Efectul semiunghiului conului filierei și al frecării de contact asupra grosimii de perete a țevii

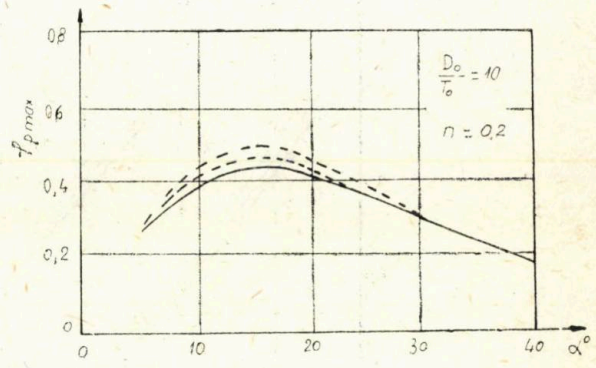


Fig. 9. Influența semiunghiului conului filierei și a grosimii relative de perete asupra deformației maxime a țevii

Deformația principală φ_p este suma valorilor deformației tangențiale φ_t și a deformației în grosimea de perete φ_s. Deoarece φ_t și φ_s sînt negative, rezultă :

$$\varphi_p = -(\varphi_t + \varphi_s) \tag{25}$$

$$\varphi_t = \ln \frac{D_{of} + D_{if}}{D_0 + D_i} \tag{26}$$

$$\varphi_s = \ln \frac{D_{of} - D_{if}}{D_0 - D_i} \tag{27}$$

În figura 5 s-au reprezentat valorile critice ale frecării de contact, în funcție de semiunghiul conului dornului, avînd ca parametri grosimea de perete și semiunghiul conului filierei. În aceste grafice, suprafețele cuprinse între liniile caracteristice indică domeniile admise pentru tragerea normală a țevilor. Uneori linia caracteristică, care indică valoarea minimă a frecării de contact pe dorn, se află sub zero, ceea ce înseamnă că orice valoare a frecării de contact pe dorn, sub curba maximă, este o valoare stabilă. Astfel, din figura 5 se observă că, pentru coeficientul de frecare pe dron $\mu_d = 0{,}04$, coeficientul de frecare pe filieră $\mu_f = 0{,}04$ și raportul razelor $R_{fi}/R_f = 0{,}5$, valoarea semiunghiului dornului $\beta = 7{,}5°$, iar pentru raportul $R_{fi}/R_f = 0{,}7$ cu menținerea valorilor pentru ceilalți parametri, $\beta = 12{,}5°$.

În figurile 6 și 7 s-a reprezentat pe abscisă valoarea coeficientului de frecare pe filieră, iar pe ordonată, raportul grosimii peretelui. Unghiul α și raportul R_{of}/R_0 sînt parametri în figura 7, iar unghiul α și raportul R_0/R_f, în figura 8. Din aceste grafice se observă că pe măsură ce coeficientul de frecare crește se reduce atît raportul inițial al grosimii de perete, cît și raportul grosimii de perete a țevii trase. Din figura 7 se observă că pentru unghiul filierei $\alpha = 6°$ și coeficientul de frecare $\mu_f = 0{,}03$, raportul grosimii pereților $T_f/T_0 = 0{,}981$ și raportul $R_i/R_0 = 0{,}85$. În cazul coeficientului de frecare $\mu_f = 0{,}06$, raportul grosimii pereților țevii $T_f/T_0 = 0{,}976$ și $R_i/R_0 = 0{,}7$, iar pentru $\mu_f = 0{,}09$ raportul $T_f/T_0 = 0{,}970$, iar $R_i/R_0 = 0{,}6$.

În figura 8 s-a ilustrat efectul semiunghiului conului filierei și al frecării de contact asupra raportului inițial al grosimii de perete. Se observă că pentru aceeași valoare a semiunghiului conului filierei, raportul grosimii de perete crește odată cu scăderea coeficientului de frecare. Astfel, pentru unghiul conului filierei $\alpha = 12°$ și coeficientul de frecare $\mu = 0{,}075$, raportul grosimilor pereților țevii $T_f/T_0 = 0{,}978$, iar pentru $\mu = 0{,}0375$ același raport este de 0,992. În cazul unghiului conului filierei $\alpha = 16°$ și al coeficientului de frecare $\mu = 0{,}075$, raportul grosimii pereților $T_f/T_0 = 0{,}956$, iar pentru $\mu = 0{,}0375$ acest raport are valoarea 0,975.

În figura 9 s-a reprezentat influența semiunghiului conului filierei și a grosimii relative de perete asupra deformației limită. Se observă că deformația limită maximă $\varphi_{p\,max}$ în funcție de unghiul α prezintă o valoare maximă care practic este independentă de mărimile n, D_0/T_0 și $\alpha - \beta$ la $\alpha_{opt} = 15°$. Dacă valoarea maximă a deformației limită se reprezintă în funcție de α, ca deformație principală optimă, atunci rezultă clar că valoarea optimă este foarte puțin influențată de coeficientul de ecruisare, astfel că practic depinde numai de grosimea relativă de perete a țevii.

Concluzii

— Pentru realizarea poziției de echilibru a dornului în focarul de deformare, se vor respecta condițiile : $L_x < L_2$ și $\beta < \alpha$; diferența $\alpha - \beta$ crește pentru grosimi de perete mai mari.

— Scăderea mărimii unghiului dornului și creșterea frecării de contact pe filieră determină mărirea atît a valorilor minime necesare, cît și a celor maxime permise ale frecării de contact pe dorn.

— Creșterea semiunghiului conului filierei modifică caracteristicile frecării maxime pe dorn, astfel că semiunghiul conului dornului crește, dar frecarea pe dorn admisă nu se schimbă pentru legături echivalente dintre filieră și dorn.

— Deformația principală maximă a țevii este influențată de grosimea relativă de perete a țevii și depinde foarte puțin de coeficientul de frecare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Atanasiu, N. *Tragerea țevilor pe dorn flotant. Echilibrul dinamic al dornului.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 6, 1980, p. 238.

[2] Atanasiu, N. *Optimizarea parametrilor tehnologici la tragerea țevilor pe dorn flotant.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 8, 1980, p. 408.

[3] Atanasiu, N. *Rohrziehen mit fliegendem Dorn wirtschaftlicher gestalten.* În : Bänder, Bleche, Rohre, R.F.G., nr. 12, 1980, p. 539.

[4] Avitzur, B. *Metal-Forming Processes.* Ed. Edukatron, S.U.A., 1977, cap. 9.

[5] Schneider, M. și Piwowarski, I. *Parametrii procesului de tragere pe dorn flotant* (în poloneză). În: Archiwum Hutnictwa, R.P.P., vol. XI, 1966, p. 40.

[6] Bramley, A. și Smith, D. *Tube Drawing With Floating Plugs.* În : Metals Technology, Anglia, nr. 7, 1976, p. 322.

[7] Ziegler, W. *Ziehkraft beim Rohrziehen mit fliegendem Dorn.* În : Bänder, Bleche, Rohre, R.F.G., nr. 8, 1982, p. 207.

[8] Ziegler, W. *Grenzen des Rohrziehens mit fliegendem Dorn.* În : Bänder, Bleche, Rohre, R.F.G., nr. 9, 1982, p. 229.

[9] Pawelski, O. și Armstroff, O. *Untersuchungen über das Ziehen von Stahlrohren mit fliegendem Dorn.* În : Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 21, 1968, p. 1348.

Tratamente termice și termochimice complexe aplicate sculelor de ștanțare în vederea creșterii durabilității acestora

Dr. ing. L. Drugă, sing. Veronica Francisc
I.C.S.I.T.P.S.C. București
ing. F. Roșu
Întreprinderea „Electromagnetica" — București

CZ : 621.785 : 621.794 : 620.169.1

În industria electrotehnică se realizează un consum mare de oțeluri înalt aliate pentru fabricarea sculelor de ștanțat.

Oțelurile utilizate la execuția sculelor de ștanțare la rece trebuie să aibă următoarele calități [1], [2] :

— rezistență ridicată la șocuri ;
— rezistență ridicată la uzare ;
— stabilitate termică.

Sculele de ștanțat se execută din oțel C120 sau oțel rapid Rp3, avînd o durabilitate relativ scăzută, în special poansoanele care intră în componența pieselor de ștanțat multipost. Aceste scule sînt de formă cilindrică (fig. 1), prezentînd o durabilitate de 5 000—8 000 piese ștanțate.

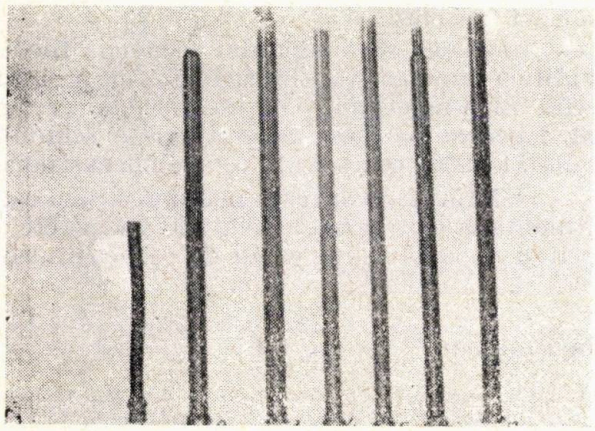


Fig. 1. Poansoane de ștanțare, după utilizare

Se constată că unele poansoane se rup în timpul procesului de ștanțare datorită deformațiilor care apar, iar altele ies din uz prin retezarea părții active sau prin uzură peste limitele admise.

Rupturile apar și datorită unui reglaj defectuos al presei și în special al ștanței.

Uzura poansonului constă în pierderea capacității de tăiere și rotunjirea muchiei active. De asemenea, se constată micșorarea diametrului poansonului pe porțiunea cu care vine în contact cu materialul de ștanțat.

Durabilitatea depinde de următorii factori :

— structura materialului de ștanțat ;
— uniformitatea grosimii materialului ;
— materialul și tratamentul termic al poansonului ;
— starea generală a presei de ștanțat ;
— felul lubrifiantului și procesul de ungere.

Durabilitatea scăzută a poansoanelor are implicații mari asupra productivității, deoarece schimbarea unui poanson uzat duce la întreruperea timp de 4—6 h a mașinii.

Aplicarea incorectă a tratamentului termic și termochimic are implicații negative asupra suprafeței sculelor, durității și a rezistenței lor la frecare și tăiere.

În secțiunea orificiilor realizate prin ștanțare se observă următoarele :

— materialul prezintă o ecruisare (deformare) pe o adîncime ce crește gradat odată cu depărtarea de la suprafața de atac a poansonului (fig. 2), valoarea maximă fiind observată la ieșirea poansonului. Această ecruisare

Fig. 2. Aspectul microstructural al materialului ecruisat

contribuie la durificarea locală a materialului piesei și implicit la creșterea gradului de uzare a sculei, în special cînd ungerea nu se realizează corect.

Poansoanele au fost confecționate din oțel Rp2, cu compoziția chimică prezentată în tabelul 1.

În scopul creșterii durabilității acestor scule, la I.C.S.I.T.P.S.C. au fost realizate tratamente termice și termochimice conform următorului program :

Tabelul 1

Oţel Rp3	C	Si	Mn	S	Cr	Mo	V	W	P
	0,7—0,8	0,2—0,4	⩽0,45	⩽0,025	3,5—4,4	0,6	1,0—1,4	17,5—19,5	⩽0,025

— călire în baie de sare şi în vid la 1 260°C;
— două reveniri la 560°C;
— tratament termochimic superficial (nitrurare şi nitroferoxare în strat fluidizat).

Fig. 3. Microstructura oţelului Rp3 recopt, × 500. Atac nital 2%

În figura 3 se prezintă microstructura unei epruvete din oţel Rp3 în stare recoaptă. Se constată o distribuţie uniformă de carburi primare într-o matrice de perlită globulară. Această distribuţie uniformă are implicaţii pozitive asupra durabilităţii sculelor, uzura lor fiind uniformă pe conturul piesei.

Microstructura sculelor tratate termic în vid a scos în evidenţă lipsa defectelor de strat (decarburare, oxidare) a supraîncălzirii sau subîncălzirii, iar deformaţiile au fost mici.

Tratamentul termic în vid a fost realizat pe o instalaţie cu bazin de ulei integrat, răcirea fiind efectuată în ulei la 60°C.

Microstructura sculei din oţel Rp3, călit în vid, este prezentată în figura 4.

Durabilităţile medii ale sculelor tratate termic în vid au crescut în mod spectaculos, ajungînd la 15 000—23 000 piese realizate cu un set de scule, deci de cca 2—3 ori faţă de piesele tratate în baie de sare.

Tratamentul termochimic a fost aplicat sculelor după călire, revenire şi rectificare la cota finală.

Nitrurarea a fost efectuată pe instalaţia de tratament termic în strat fluidizat, utilizîndu-se amestec de N_2—NH_3 la temperatura de 560 — 570°C [5].

În figura 5 se prezintă microstructura stratului nitrurat pe scule din oţel Rp3 în strat fluidizat la 560—570°C, timp de 4 h, în amestec de 50% azot şi 50% amoniac.

Durabilitatea medie a sculelor nitrurate este de 46 000 piese realizate cu un set de scule.

Nitroferoxarea a fost efectuată pe instalaţia de strat fluidizat în amestec de azot, amoniac

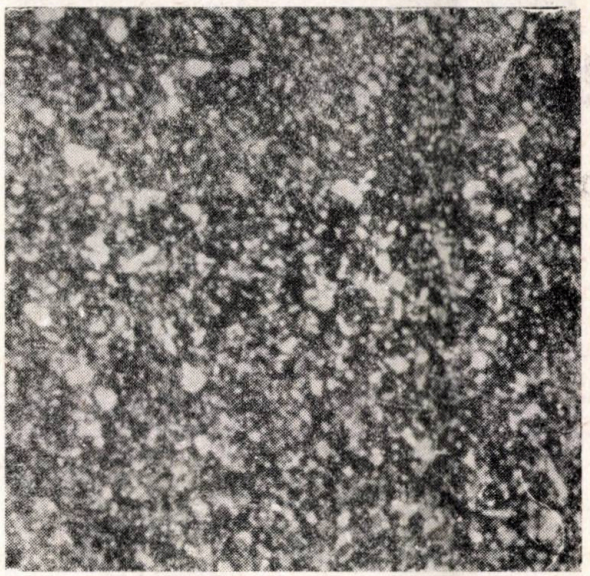


Fig. 4. Microstructura sculei din oţel Rp3 călită în vid, × 500. Atac nital 2%

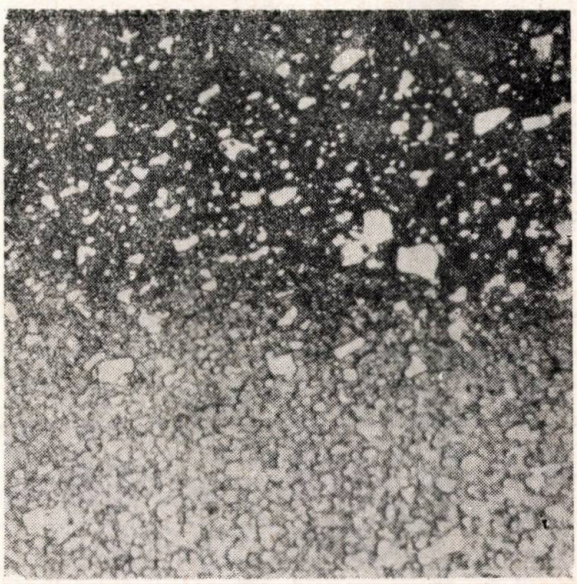


Fig. 5. Microstructura stratului nitrurat în strat fluidizat din oţel Rp3, × 500. Atac nital 2%

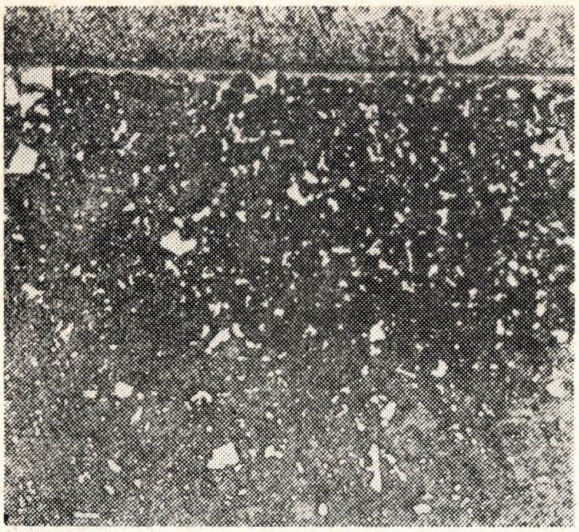


Fig. 6. Microstructura stratului superficial din oţel Rp3, nitroferoxat în strat fluidizat la 560°, × 500. Atac nital 2%

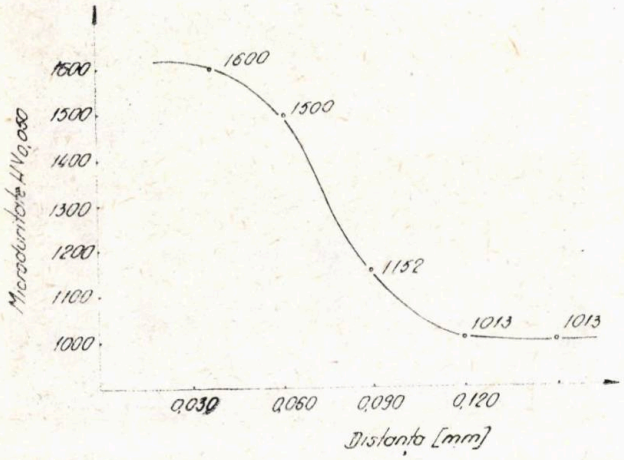


Fig. 7. Variaţia microdurităţii stratului nitroferoxat pentru scule din oţel Rp3

şi vapori de apă, în proporţie de 50 : 25 : 25, la temperatura de 560°C şi un timp de menţinere de 2 h.

În figura 6 este prezentată microstructura stratului nitroferoxat obţinut pe poansoane din oţel Rp 3.

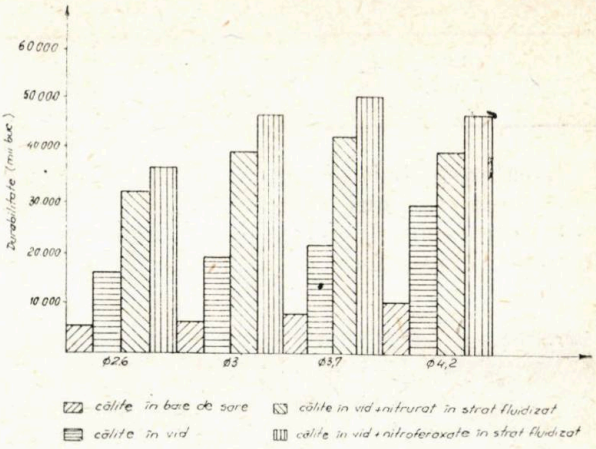


Fig. 8. Histograma valorilor de durabilitate

Din figură se observă existenţa a două straturi, unul nitrurat format din fazele α şi γ' în interior şi altul format din oxizi de fier şi nitruri, la exterior. Acest strat complex contribuie la creşterea rezistenţei la uzare atît datorită zonei nitrurate cu duritate ridicată, ajungînd pînă la 1 600 $HV_{0,05}$ (fig. 7), cît şi a zonei de oxizi, poroasă, care joacă rol de magazie pentru lubrifiant.

Piesele nitroferoxate au prezentat o durabilitate medie de 52 000 piese executate cu un set de poansoane.

În tabelul 2 sînt prezentate sintetic durabilităţile medii şi cele maxime ale sculelor realizate prin procedeele tehnologice prezentate mai sus.

Din tabel se observă o împrăştiere relativ largă a durabilităţii poansoanelor. Aceasta s-a datorat atît faptului că sculele au fost realizate din bare diferite, cît şi faptului că materialul ştanţat a avut durităţi diferite. Este posibil de asemenea ca şi geometria sculei să prezinte mici modificări de la un lot la altul.

În figura 8 sînt prezentate sub formă de histogramă rezultatele privind durabilitatea sculelor.

Tabelul 2

Dimensiunea poansonului	Durabilitatea în exploatare după :							
	Călire în baie de sare		Călire în vid		Nitrurare în strat fluidizat		Nitroferoxare în strat fluidizat	
	medie	maximă	medie	maximă	medie	maximă	medie	maximă
2,6	4 200	8 600	15 200	20 000	36 600	38 000	40 800	45 620
3	6 300	10 440	18 600	24 530	42 000	46 110	48 000	52 300
3,7	7 560	11 000	24 000	28 880	44 080	50 120	52 000	62 000
4,2	9 600	16 080	28 150	32 500	40 020	43 080	46 000	52 170

Concluzii

Se constată o creştere substanţială a durabilităţii sculelor, utilizînd procedeul de tratament termic în vid şi în continuare îmbunătăţirea durabilităţii prin aplicarea tratamentelor termochimice de nitrurare şi nitroferoxare în strat fluidizat. Creşterea cea mai spectaculoasă s-a obţinut la poansoanele tratate termic în vid şi nitroferoxate, acestea prezentînd o creştere de durabilitate de cca 6—7 ori faţă de media poansoanelor realizată după vechea tehnologie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gheller, Yo. *Tool steels.* Moscova, Mir, 1978.

[2] Colombier, L. *Oţeluri aliate pentru prelucrare la rece.* În: Trait. thermique, Franţa, nr. 41, 1969, p. 42.

[3] Reynoldsont, W. *Tratamentul termic în vid al oţelurilor de scule.* În: Iron and Steel, Eng., Anglia, 1970, p. 27.

[4] Ohrt, E. *Probleme ale călirii oţelului rapid în cuptoarele cu vid.* Expunere la colocviul de la Wiesbaden 13—15 oct., 1977.

[5] Drugă, L. *Contribuţii la dezvoltarea utilajelor şi tehnologiei de încălzire în vederea realizării tratamentelor termice în strat fluidizat.* Teză de doctorat, Universitatea din Braşov, 1978.

REVISTA REVISTELOR

Iz.VUZ-Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 4, 1984

Cinetica răspîndirii topiturilor de cupru şi nichel pe suprafaţa fierului solid, p. 1 — Caracterul repartizării încărcăturii în furnal, p. 5 — Cercetarea funcţionării buncărelor de primire de la maşinile de aglomerare, p. 9 — Compoziţia de faze a silicobaritului, p. 12 — Hidrodinamica formării picăturilor în cazul topirii superficiale a semifabricatelor în zgură, p. 15 — Tratarea evasiliniară la cercetarea curgerii de metal stabilite în unele procese de prelucrare cu presiune a metalelor, p. 18 — Model matematic al deteriorării metalului în cazul trefilării cu mai multe trepte a barelor şi sîrmelor, p. 22 — Metodica transformării formulelor empirice în cazul modificării formei calibrului, p. 25 — Analiza datelor experimentale în funcţie de avansul mediu la laminarea longitudinală a profilelor periodice, p. 28 — — Analiza stării de deformare şi de tensiune la fabricarea ţevilor rotunde, p. 30 — Posibilităţile de precizare a cîmpurilor de viteze în cadrul metodei de estimare superioară, p. 35 — Dependenţa de temperatură la susceptibilitatea magnetică a oţelului lichid R6M5, p. 39 — Influenţa microstructurii oţelurilor cu conţinut mare de mangan, asupra rezistenţei la oboseală a acestora, p. 42 — Cercetarea cauzelor de formare a fisurilor reticulare în stratul superficial al sleburilor turnate continuu, p. 45 — Alegerea regimului de tratament termic al oţelului pentru şine din condiţiile de rezistenţă la finisare, p. 49 — Formarea şi dezvoltarea fisurilor în incluziunile nemetalice fragile în oţelul O8T, la compresiune, p. 52 — Influenţa revenirii intermediare asupra rezistenţei cilindrilor de sprijin de la laminoarele de tablă, p. 55 — Influenţa compoziţiei de fază a incluziunilor nemetalice asupra structurii şi proprietăţilor feritei cu siliciu, p. 58 — Plasticitatea şi modificările structurale la încălzirea oţelului 10H23N18 cu conţinut de plumb, p. 61 — Influenţa hidrogenării şi a tratamentului termic preliminar asupra grafitizării fontei albe, p. 66 — Influenţa manganului asupra adsorbţiei interne intercristaline a arseniului în oţelurile cu conţinut scăzut de carbon, p. 68 — — Nomogramă pentru stabilirea zonei de obţinere stabilă a unei acoperiri metaloceramice pe lingotierele de turnare a oţelului, p. 71 — Cercetarea la banc a influenţei procedeului de încălzire şi a construcţiei vetrei asupra cedării de căldură metalului în cuptoarele de încălzire cu vatră păşitoare, p. 74 — — Determinarea temperaturii metalului în procesul de extruziune la cald, p. 78 — Identificarea sistemului cuptor-metal la încălzirea semifabricatelor subţiri în cuptoare electrice cu camere şi cu circulaţie forţată a aerului, p. 82 — Metodica de calcul a schemelor hidraulice complexe de la agregatele metalurgice, p. 85 — Calculul încălzirii lingourilor în cuptoare adînci de încălzire, ţinînd seamă de neuniformitatea degajării de căldură pe înălţime, p. 87 — Influenţa dimensiunii peletelor de minereu de fier asupra intensităţii schimbului de căldură în strat fix, p. 91 — — Analiza funcţionării din punct de vedere termic a cuptorului cu încălzire prin boltă cu flacără şi prin impulsuri, p. 95 — Starea de temperatură şi de tensiune termică a recuperatoarelor metalice deschise, p. 99 — Caracteristic elastico-geometrice ale secţiunilor la calcularea tensiunilor termice în bolţile cuptoarelor metalurgice, p. 102 — Conducerea dozării continue în grup, p. 104 — Construirea de modele adaptate la laminorul reversibil de laminare la rece, p. 109 — Sinteza modelelor de interacţiune dintre elementele spaţiale ale modelelor informaţionale concrete, la procesele de elaborare a oţelurilor, p. 113 — Cercetarea informaţiei asupra topirii deşeurilor la elaborarea în convertizor utilizînd sistemul automatizat de conducere a producţiei tehnologice, p. 117 — Calcularea cu calculatorul a echilibrului chimic în sisteme cu mai multe componente, p. 120 — Căile de micşorare a sarcinilor construcţiilor de metal a podurilor şi a mecanismului de ridicare a podurilor rulante la cuptoarele adînci, p. 123 — Rezolvarea ecuaţiilor de mişcare în cazul momentului alternativ al inerţiei, p. 127 — Metodica analizei influenţei organizării fluxului de fontă lichidă asupra economiei secţiei Martin, p. 128 — Compararea tehnico-economică a fabricării loturilor de tonaj mic de laminate pe laminoarele specializate şi de sortimente largi, p. 133 — Evidenţa factorilor de structură la calcularea proporţiilor capacităţilor de producţie, p. 135 — Stabilirea condiţiilor de plasticitate în cazul hidroextruziunii în condiţii de frecare lichidă, p. 138 — Organizarea şi unele rezultate ale soluţionării problemei neliniare a laminării benzii, p. 139 — Transformarea austenitei în oţeluri cu crom, nichel şi molibden din pulberi, în cazul unei răciri continue, p. 140 — Dezoxidarea electrochimică a topiturilor de oxizi, p. 141.

Ing. N. Pavel
Întreprinderea Laminorul de tablă — Galaţi

Unele modalităţi practice privind abordarea realizării bazei tehnologice de întreţinere preventivă a utilajelor, pentru exploatarea acesteia cu ajutorul sistemului de prelucrare automată a datelor (SPAD)

CZ: 658.58 : 669.1

Articolul se referă riguros la conducerea activităţilor de întreţinere şi reparaţii preventive într-un sistem de tip funcţional.

Schema de sistem este prezentată în figura 1.

Studierea materialului bibliografic [1], [2], în mod deosebit cel conţinut în sinteza „Întreţinerea funcţională a utilajelor tehnologice (model de lucru)" [1], va asigura cunoaşterea obiectivelor, funcţiilor şi componentelor modelului abordat.

Utilizarea calculatoarelor electronice în conducerea activităţilor de întreţinere şi reparaţii preventive va fi real eficientă numai dacă în prealabil se creează o bază tehnologică de date pe suporţi magnetici.

Avantajele acestui tip de bază tehnologică sînt deosebite şi se concretizează în:

— posibilitatea prelucrării selective şi repetate a datelor în condiţii de înaltă productivitate şi calitate a informaţiilor;

— realizarea unui timp de răspuns (durata scursă de la lansarea cererii pentru documentaţie pînă la asigurarea acesteia în volumul necesar şi la parametri de calitate) sub cel real necesar planificării programării şi lansării lucrărilor;

— actualizarea eficientă a parametrilor, respectiv instrucţiunilor depăşite cu noile mărimi calitativ superioare;

— cuprinderea întregii arii de activităţi, inclusiv cele de asigurare tehnico-materială, cu personal specializat, cu AMC-uri şi SDV-uri etc.

Obiective şi funcţii

Obiectivul principal al creării şi exploatării bazei de date pe suporţi magnetici constă în furnizarea „la cerere" a informaţiilor complete referitoare la:

— tehnologia de întreţinere şi reparaţii (RT, RC1, RC2);

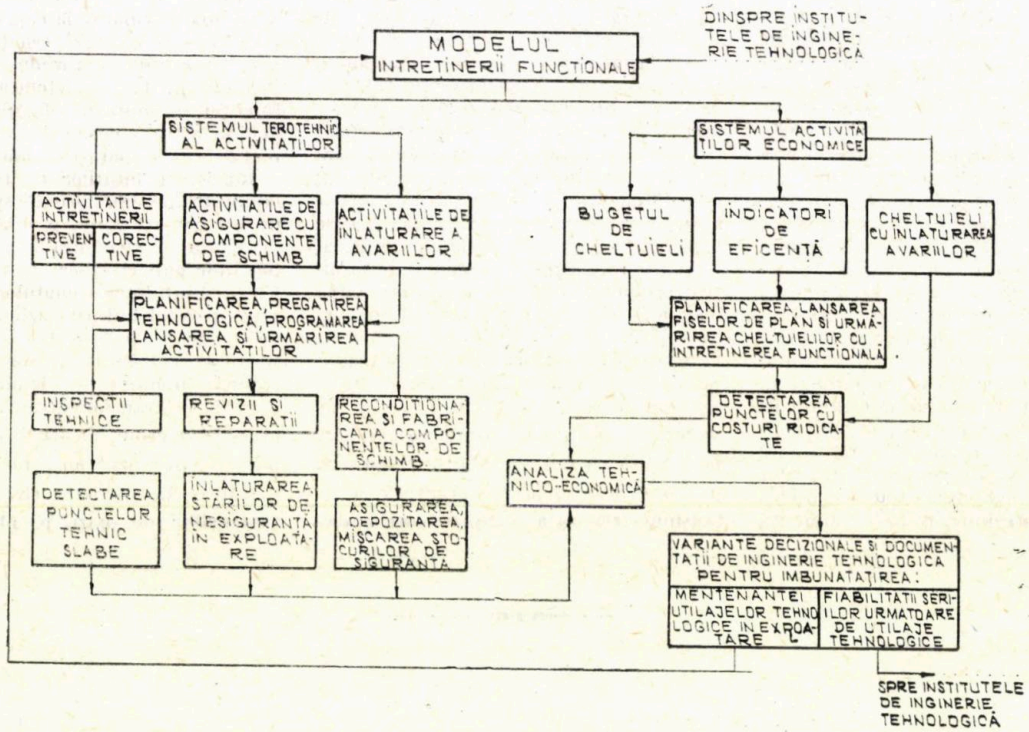


Fig. 1

— resursele, de toate categoriile, necesare execuţiei lucrărilor programate;

— cerinţele de protecţie (siguranţă) pentru lucrări şi utilaje pe durata desfăşurării operaţiilor de întreţinere şi reparaţii;

— cerinţe de perfecţionare în continuare a tehnologiilor de întreţinere şi reparaţii pe baza experienţei acumulate („istoricul" efectelor la implementarea reală a bazei tehnologice de date).

Funcţiile principale constau în:

a — instalarea şi arhivarea pe suporţi magnetici a tuturor tipurilor şi componentelor tehnologiilor de întreţinere şi reparaţii;

b — exploatarea sistematică, selectivă, etapizată, în regimul „la cerere", a bazei tehnologice de date organizate pe suporţi magnetici;

c — actualizarea bazei tehnologice de date, organizate pe suporţi magnetici, cu modificările aduse ulterior de către institutele de inginerie tehnologică pentru întreţinere — reparaţii, în scopul creşterii performanţelor.

Abordarea cibernetică

Modelul cibernetic aferent bazei de date, prezentat în figura 2 şi descris mai jos, facilitează reliefarea atît a principalelor reacţii interne care determină evoluţia sa, cît şi pe cele faţă de exterior care îi asigură mai întîi independenţa şi apoi stabilitatea. Acesta reprezintă o componentă a modelului cibernetic pentru întreţinerea funcţională a utilajelor tehnologice (fig. 1)), care asigură: uşurinţa cuantificării şi măsurătorilor; alegerea variantelor după nevoie şi cu cheltuieli reduse; evaluările intermediare pentru validare, reglare; aplicarea metodelor ştiinţifice bazate pe cercetarea operaţională, pe simularea deciziilor; utilizarea tehnicilor automate de prelucrare a informaţiilor.

Pornind de la situaţia reală din întreprindere, coroborată cu cerinţele pentru o nouă calitate, superioară, în conducerea activităţilor de întreţinere şi reparaţii la utilajele tehnologice din dotare, cooperînd cu ceilalţi specialişti din întreprindere (ingineri, fizicieni, chimişti, economişti, matematicieni, informaticieni, alţi oameni ai muncii cu multă experienţă), pe baza studiului aprofundat al ştiinţei româneşti în domeniul ciberneticii, al experienţelor naţionale, precum şi al practicilor din unele ţări dezvoltate industrial, sectorul mecano-energetic al întreprinderii elaborează concepţia sistemică a bazei tehnologice de date pe care o prezintă conducerii colective a întreprinderii spre analiză, asimilare pentru conducerea strategică şi aprobare pentru proiectare, realizare, implementare şi exploatare sistematică.

După aprobare, sectorul mecano-energetic cooperează cu unitatea de informatică pentru proiectarea, elaborarea programelor informatice, testarea, implementarea şi darea în exploatare a sistemului informatic aferent

SCHEMA CIBERNETICA PRIVIND CREAREA SI EXPLOATAREA BAZEI TEHNOLOGICE A DATELOR PENTRU INTRETINERE SI REPARATII

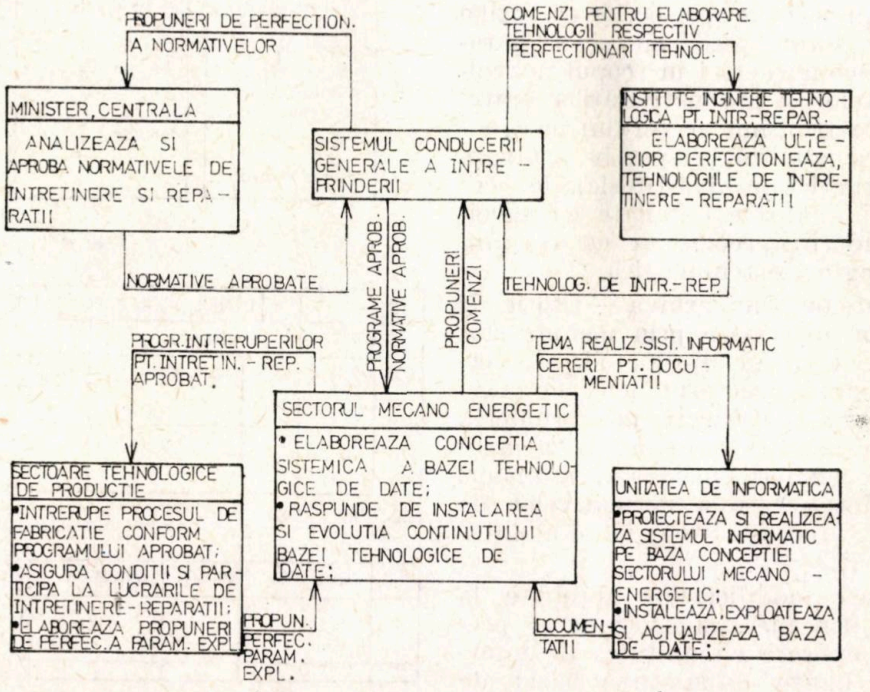


Fig. 2

bazei tehnologice de date de întreținere—reparații.

Acest sistem reprezintă o componentă a sistemului informatic unic pentru conducerea generală a întreprinderii.

În paralel, sectorul mecano-energetic lansează comenzi și tema de realizare a documentațiilor teoretice către institutele de inginerie tehnologică.

Realizarea sistemului informatic aferent și recepția primelor seturi de documentații terotehnice dau posibilitatea sectorului mecano-energetic să treacă la instalarea bazei de date pe suporți magnetici și la utilizarea etapizată a acesteia în conducerea activităților de întreținere — reparații, pînă la generalizare.

Sectoarele tehnologice de producție, pe baza programului RT, RC1, RC2, aprobat de conducerea întreprinderii, întrerupe procesul de fabricație, asigură condiții și participă la lucrările de întreținere — reparații. De menționat că lucrările RT, RC1, RC2, inclusiv conducerea lor și asigurarea resurselor (umane, materiale, cu SDV și AMC, cu energii, utilaje de transport etc.) se execută în conformitate cu documentația selectivă de lucru editată cu ajutorul calculatorului electronic pe baza prelucrării automatizate a datelor din documentațiile de terotehnică încărcate pe suporți magnetici.

Întregul personal participant la lucrările de RT, RC1, RC2, inclusiv din partea sectoarelor tehnologice de producție pe baza constatărilor asupra stării reale de uzură, respectiv a analizei tendințelor referitoare la apariția stării de nesiguranță în exploatare, elaborează propuneri de perfecționare atît a documentațiilor terotehnice, cît și a parametrilor tehnici constructivi în scopul dezvoltării randamentelor și productivităților orare.

Propunerile se transmit sectorului mecano-energetic pentru analiză, respectiv arhivare pe suporți magnetici (arhivă-istoric), în scopul utilizării în analizele detaliate cu specialiștii întreprinderii, precum și cu cei din institutele de inginerie tehnologică.

Pe baza datelor din arhiva — istoric și a prelucrării lor ulterioare prin metode statistico-matematice și/sau alte metode ale cercetării operaționale, sectorul mecano-energetic, cu aprobarea conducerii întreprinderii, elaborează și transmite către organele superioare ale întreprinderii (centrală, minister) propuneri de actualizare a normativelor de RT, RC1, RC2, aferente utilajelor din dotarea întreprinderii.

După primirea modificărilor aprobate la normative, sectorul mecano-energetic se preocupă ca, în cooperare cu unitatea de informatică, să se asigure actualizarea bazei de date.

Structura tehnologiilor de întreținere și reparații preventive

Deoarece în bună măsură sînt satisfăcute obiectivele întreținerii preventive, corespunzător cu legislația în vigoare, tehnologiile se elaborează în structura: revizii tehnice (RT); reparații curente de gradul 1 (RC1); reparații curente de gradul 2 (RC2).

Fiecare tip de tehnologie indicat mai sus (RT, RC1, RC2) va conține următoarele secțiuni:

— planul operațiilor de RT, RC1, RC2;
— lucrările pregătitoare;
— tehnologia RT, RC1 și RC2;
— lucrările pentru repunerea în funcțiune după RT, RC1, RC2.

Tipurile de tehnologii indicate mai sus (RT, RC1, RC2) se vor elabora pentru fiecare utilaj.

Modelul funcțional este prezentat în figura 3.

În figura 4 este redat un model de machetă aferentă operațiilor tehnologice de bază (principale).

Prin operație tehnologică de bază (principală) se înțelege acea lucrare (pregătitoare, tehnologică sau pentru repunerea în funcțiunne) de RT, RC1, sau RC2, aferentă unui

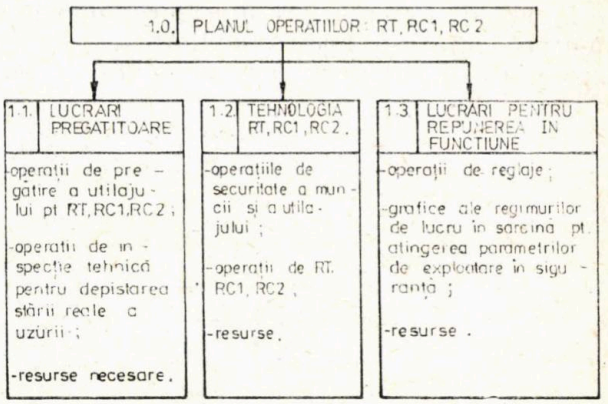


Fig. 3

		1.0.	PLANUL OPERATIILOR DE (RT, RC1, RC2)			PAG
SECTIA		UTILAJUL		TEHNOLOGIE		
COD	DENU - MIRE	COD	DENUMIRE	PROIECTANT	DATA ELAB.	COD
SECTIUNEA TEH — NOLOGIEI		OPERATIA DE BAZA				
COD	DENUMIRE	NR. CRT.	DENUMIRE	COMPONENTA UTILAJ		
				COD	DENUMIRE	CANTITATE
1	2	3	4	5	6	7

Fig. 4

utilaj prin care se fixează obiectivul activității.

Desfășurarea lucrării pentru realizarea obiectivului se face prin intermediul operațiilor tehnologice detaliate.

În figura 5 este prezentat modelul machetei pentru operațiile detaliate aferente fiecărei operații de bază, indiferent de tipul lucrărilor.

Pentru documentare se prezintă un exemplu de operație tehnologică de bază însoțită de operațiile detaliate, extrase dintr-un volum de RC2, elaborat pentru căruciorul de transfer al unei stive de produse metalurgice pe un flux de laminare a tablelor din oțel.

Operația de bază	*Operații detaliate*
Repară roțile de rulare : acționate și libere	0.1 Suspendă căruciorul, verifică dacă nu sînt blocate roțile. 02. Demontează șuruburile de prindere ale lagărelor. 03. Demontează semicupla arborilor intermediari și capacele laterale. 04. Demontează șaibele de capăt și piulițele de rulmenți. 05. Demontează lagărele împreună cu rulmenții de pe arbore și ax. 06. Curăță și spală lagărele și rulmenții. Dacă manșetele de etanșare sînt uzate se vor înlocui prin demontarea rulmenților din lagăre. 07. Verifică starea elementelor de asamblare (șuruburi, șaibe, splinturi) a manșetelor de etanșare de la capacele roților acționate (înlocuiește pe cele necorespunzătoare). 08. Recondiționează buzele de rulare în cazul uzurilor mari sau înlocuiește roțile necorespunzătoare. 09. Montează rulmenții în lagăre. 10. Montează lagărele cu rulmenți. 11. Montează șaibele de capăt și piulițele de rulmenți, unge lagărele. 12. Montează capacele la lagăre. 13. Montează subansamblele (roți, lagăre) pe utilaj și le controlează. 14. Coboară căruciorul pe calea de rulare.

Spațiul limitat nu dă posibilitatea prezentării metodologiei sistemului de elaborare a tehnologiilor de tip funcțional ce urmează a fi încărcate în baza tehnologică de date organizată pe suporți magnetici.

Unui specialist inițiat, analiza detaliată a modelelor prezentate în figurile 1,2 și 3, precum și a machetelor din figurile 4 și 5, îi va asigura înțelegerea necesară.

			COD TEHNOLOGIE								PAG.			
SECTIUNEA TEHNOLOGIEI				UTILAJUL										
COD	DENUMIRE			COD		DENUMIRE			CANTITATE					
OPERATIA DE BAZA DIN SECTIUNEA 1.0.(PLANUL OPERATIILOR)														
NR.CRT.	DENUMIRE :													
COMPONENTA UTILAJ			NR. CRT.	Operații detaliate ale operației de bază	Periodicitate	Durata operației	Executanți meserie (special.)			Starea utilajului	Resurse			
COD	DENUMIRE	CANTITATE					COD	Denumire	nr.		COD	Denumire	Cantitate	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	

Fig. 5

Structurile prezentate mai sus asigură utilizarea calculatorului electronic atît în determinarea preventivă a resurselor (materiale, componente de schimb, umane, SDV, AMC, utilaje auxiliare, combustibili și energii etc.), cît și în planificarea, programarea, lansarea și urmărirea lucrărilor, inclusiv a costurilor cu aceste lucrări.

Structuri de date codificate permanent

Se precizează că structurile de date codificate permanent trebuie să se încadreze într-o concepție unitară și să fie multifuncționale.

În acest caz noțiunea de date „permanente" are caracter relativ, în sensul că acestea au o durată de viață mai mare, dar nu sînt de nemodificat (de neactualizat).

Modelul funcțional de codificare a tehnologiilor de întreținere preventivă cuprinde :

— codul de bază, care servește pentru identificarea tehnologiilor pe diferite criterii ce vor fi prezentate mai jos ;

— coduri complementare. Sînt de tip distribuit și se găsesc în interiorul tehnologiilor (machetele din fig. 4 și 5). Agregarea se face în funcție de obiectivul proiectat și realizat de către informaticieni în cooperare cu sectorul mecano-energetic.

Exemplu de cod de bază:

POZIȚII								
1	2	3	4	5	6	7	8	9

POZ.1 — se va înscrie codul (simplificat) al întreprinderii pentru care s-a elaborat tehnologia

POZ.2 — semnifică tipul tehnologiei și se codifică astfel:

COD	*SEMNIFICAȚIA*
1	Tehnologie de RT
2	Tehnologie RC1
3	Tehnologie RC2

POZ.3 — reprezintă natura tehnologiei, indiferent de tipul acesteia și se codifică astfel:

COD	*SEMNIFICAȚIA*
1	Tehnologii RT, TC1, RC2 pentru lucrări mecanice
2	Idem pentru lucrări electrice
3	Idem pentru lucrări H.T.V.

POZ.4 — reprezintă ultima cifră a anului în care s-a elaborat tehnologia. Are o mare importanță, deoarece dirijează cerințele și efortul de perfecționare a celor cu mare vechime

POZ.5—6 reprezintă codul (simplificat) al secției (fluxului, locului) unde se găsește montat utilajul pentru care s-a elaborat tehnologia de întreținere preventivă

POZ.7—9 reprezintă codul (simplificat) al utilajului pentru care s-a elaborat tehnologia

Pentru formarea unei viziuni complete asupra modalităților de codificare completă a utilajelor și componentelor acestora, precum și al utilizării în prelucrarea automată a datelor se recomandă studierea materialelor bibliografice [3]— [5].

*

Proiectarea, elaborarea produselor — program, implementarea și darea în exploatare permanentă a SPAD depind de competența beneficiarilor și a colectivelor de realizare, de echipamentele de prelucrare a datelor în dotare, de concepția cibernetică abordată, de obiectivele prestabilite, de plafonul cheltuielilor disponibile, de gradul de experiență, de gradul pregătirii întreprinderii pentru noua abordare calitativ superioară, precum și de mulți alți factori.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pavel, N. *Întreținerea funcțională a utilajelor tehnologice* (model de lucru). Sinteză documentară tematică. INID, București, 1982.

[2] *** *Sistemul de conducere a întreținerii utilajelor tehnologice cu ajutorul calculatorului electronic în întreprinderile metalurgice din Republica Socialistă Cehoslovacă.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1980, p. 209—213.

[3] Pașcu, D. *Sistemul de codificare a utilajelor și componentelor acestora, utilizat la C.S. Galați.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 1, 1980, p. 46—49.

[4] Turtă, I. *Gestiunea datelor privind caracteristicile tehnice constructive ale componentelor utilajelor metalurgice.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 1, 1980, p. 41—43.

[5] Stama, N. și Pavel, N. *Sistemul de codificare și modul de întocmire a tehnologiilor pentru întreținerea preventivă la utilajele metalurgice din dotarea C.S. Galați.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 1, 1980, p. 50—51.

Conf. dr. ing. C. Pumnea
și conf. dr. ing. Al. Redeș
Academia de Studii Economice
București

Poluarea sonoră și reducerea acesteia în oțelăriile echipate cu cuptoare cu arc electric de mare capacitate

CZ : 669.187.013.5 : 628.517.2

Ponderea oțelului elaborat în cuptoarele cu arc electric față de producția globală de oțel a căpătat pe plan mondial și în R. S. România valori însemnate (17—19%), ca urmare a creșterii continue a proporției oțelurilor de calitate, în special a celor aliate și cu destinație specială. În scopul creșterii randamentului instalațiilor și a productivității muncii se folosesc în prezent agregate de mare și foarte mare capacitate (50—400 t). În R. S. România, în numeroase centre siderurgice funcționează cuptoare cu arc electric de 50 și 100 t capacitate. Asemenea agregate metalurgice sînt echipate cu transformatoare de curent de mare putere (15—75 MW) și, datorită arcelor electrice puternice ce se dezvoltă în aceste agregate, acestea au devenit surse foarte intense de zgomot. Echiparea oțelăriilor moderne cu cuptoare cu arc de tip UHP , de foarte mare putere, pune și mai acut problema poluării sonore a acestor sectoare de producție și, implicit, adoptarea de măsuri energice și eficiente de reducere a zgomotului.

Este știut că zgomotul a devenit în siderurgie una din noxele deosebit de dăunătoare, cu influențe negative asupra productivității muncii și sănătății personalului care lucrează în locuri de muncă cu zgomot intens. Dacă se are în vedere că în oțelăriile echipate cu arc de mare capacitate nivelul maxim de presiune acustică (L_p) generat de asemenea agregate atinge, în anumite perioade de lucru, valori de 110—115 dB(A), rezultă în mod clar că oportunitatea măsurilor de limitare a zgomotului în oțelăriile electrice este evidentă.

Caracteristicile fizice ale sunetului și surselor sonore. Mișcarea particulelor unui mediu elastic, de o parte și alta a unei poziții de echilibru, generează vibrații acustice. O vibrație acustică capabilă să producă o senzație auditivă constituie un sunet. Frecvențele sunetelor sînt cuprinse în gama 16—20 000 Hz. În ceea ce privește zgomotul, el se definește ca fiind o suprapunere dezordonată a sunetelor de frecvență și intensitate diferite. Corpurile care radiază unde sonore constituie surse sonore. Undele sonore se propagă în mod continuu, în toate direcțiile, dacă mediul în care are loc propagarea este omogen. În cazul în care în calea undelor se interpune un alt mediu de omogenitate, diferită de a celui dintîi, au loc fenomene de reflexie, refracție și absorbție a undei ce se propagă.

Din punct de vedere al caracteristicilor spectrului, zgomotele se clasifică în : *a*) zgomote cu spectru continuu și uniform ; *b*) zgomote cu spectru parțial continuu și uniform și *c*) zgomote cu spectru parțial continuu și neuniform. După compoziția spectrală se disting : *a*) zgomote cu frecvență joasă (max. 350 Hz) ; *b*) zgomote cu frecvență medie (350—800 Hz) și zgomote cu frecvențe înalte (> 800 Hz).

Întrucît organul auditiv uman nu poate percepe caracteristicile absolute ale sunetului, ci numai unele mărimi luate în raport cu surse de referință, în practică se folosesc frecvent următoarele caracteristici ale surselor sonore :

a) *Nivelul de presiune acustică* (L_p)

$$L_p = 20 \lg p_e/p_0 \ [\text{dB}] \qquad (1)$$

în care : p_e este presiunea acustică efectivă (măsurată), N/m² sau μbar (1N/m² = 10 μbar) ; p_0 — presiunea acustică de referință (în cazul sunetelor care se propagă în aer $p_0 = 2.10^{-5}$ N/m²).

b) *Nivelul de intensitate acustică* (L_I)

$$L_I = 10 \lg I/I_0 \ [\text{dB}] \qquad (2)$$

unde : I este intensitatea măsurată, W/m² ; $I_0 = 10^{-12}$ W/cm² (intensitate de referință). Pentru același sunet, în condiții de presiune și temperatură normale, diferența între L_p și L_I este de circa 0,2—0,3 dB, ceea ce practic în calcule se poate neglija.

Intensitatea unei surse sonore I se definește ca puterea sursei raportată la unitatea de suprafață (I/S) și este legată de presiunea acustică p prin relația :

$$p^2 = I \rho c = \rho c \frac{P}{4\pi r^2} \qquad (3)$$

unde : ρ este densitatea mediului elastic în care se propagă sunetul ; c — viteza sunetului în mediul elastic, m/s ; $4\pi r^2$ — aria unei sfere imaginare. În practică s-a întocmit o scară logaritmică a nivelului de intensitate sonoră, avînd ca unitate de măsură decibelul (dB), după care intervalul intensităților sonore se împarte în 120 dB, pentru un sunet de 1 000 Hz, conform relației :

$$N\,(\text{dB}) = 10 \lg \frac{10^{-4}}{10^{-16}} = 120 \ \text{dB} \qquad (4)$$

Limita inferioară a scării decibelice s-a considerat pragul minim de audibilitate (cu o intensitate de 10^{-16} W/cm^2 și cu o presiune acustică de 2.10^{-4} μbar pentru un sunet de 1 000 Hz). Limita superioară de audibilitate se consideră limita la care senzația de sunet se transformă în senzație dureroasă (pragul senzației dureroase) și corespunde în cazul sunetului de 1 000 Hz unei intensități de 10^{-4} W/cm^2 și unei presiuni acustice de 2.10^{-3} μbar.

c) Nivelul de putere acustică (L_P)

$$L_P = 10 \lg P/P_0 \cdot [\text{dB}] \qquad (5)$$

$P_0 = 10^{-12}$ W (putere acustică de referință).

Este de menționat faptul că urechea umană reacționează la creșterile relative ale frecvenței sunetului și nu la cele absolute. Astfel, creșterea frecvenței de 2 ori (de la 100 la 200 Hz, respectiv de la 2 000 la 4 000 Hz) este percepută ca aceeași variație a sunetului. Această valoare a fost denumită octavă. Urechea umană percepe aproximativ 10 octave. Ținînd seamă de frecvența minimă de percepere a sunetului de 16 Hz, cele 10 octave sînt delimitate de următoarele frecvențe : 16 ; 32 ; 64 ; 128 ; 256 ; 512 ; 1 024 ; 2 048 ; 4 096 ; 8 192 și 16 384 Hz.

Întrucît nivelul de tărie al zgomotului crește odată cu numărul de surse sonore simultan în funcțiune, este posibilă însumarea intensității acustice, cu condiția ca aceste surse să aibă aceleași frecvențe. Pentru un număr n de surse, care emit în aer liber cu aceeași frecvență dar cu intensități diferite ($I_1, I_2, \ldots I_n$), nivelul total de tărie se obține cu relația:

$$N_t = 10 \lg \frac{I_1 + I_2 + \ldots I_n}{I_0} \text{ [dB]} \qquad (6)$$

Măsurarea nivelului acustic al zgomotului se efectuează cu ajutorul unui sonometru (fonometru), prevăzut cu un circuit de ponderare A și răspuns lent sau rapid, cu care se poate determina nivelul global al zgomotului „Lin" sau al nivelului de zgomot cu circuitul de ponderare A, exprimat în dB.

Totodată, cu ajutorul sonometrului se pot determina nivelurile de presiune sonoră în benzile de octavă de 31,5 ; 63 ; 125 ; 250 ; 500 ; 1 000 ; 2 000 ; 4 000 ; 8 000 ; 16 000 și 31 500 Hz.

Mecanismul formării arcului electric și de generare a zgomotului în arc. La cuptorul cu arc trifazat, arcul se stabilește între două categorii de electrozi, fiecare fiind succesiv catod și anod, respectiv cei trei electrozi de grafit și încărcătura metalică, legată la masă. Formarea și întreținerea arcului au loc într-o atmosferă perturbată oxidantă sau bogată în CO ,încărcată cu pulberi în suspensie (var, particule de cărbune, oxizi). Sub influența tensiunii electrice, cînd electrozii de grafit sînt catozi, curentul alternativ se transmite prin aceștia sub forma unui flux de electroni, care se concentrează foarte puternic pe o porțiune foarte mică a suprafeței capului fiecărui electrod, alcătuind pata catodică, cu un diametru de numai 10^{-4} cm. Pata catodică, în care se pot atinge densități de curent de mii de A/cm^2 și temperaturi pînă la 10 000°C, se deplasează cu viteză foarte mare pe capul catodului (10 — —100 m/s), plasîndu-se de preferință pe particule care se vaporizează sau emit mai ușor electroni (var, oxizi). Prezența unui mediu ionizat în zona arcului creează condiții mai favorabile pentru circulația electronilor și, ca atare, pentru stabilizarea arcului. Densitatea mare de electroni și temperatura foarte înaltă din pata catodică fac posibil ca sub acțiunea unei tensiuni electrice U_b la bornele transformatorului să aibă loc o emisie de electroni, care sînt proiectați cu viteze, respectiv energii cinetice foarte înalte către încărcătura metalică pe care o încălzesc pînă la topire. Cînd electrozii de grafit sînt catozi, arcul este înclinat, în raport cu axa acestora, datorită distribuției neuniforme a curentului electric în electrozi și interacțiunii magnetice între cei trei electrozi. Ca urmare, arcul este îndreptat spre căptușeala refractară a cuptorului, jetul de plasmă format exercitînd o acțiune mecanică de antrenare și proiectare de picături de metal și zgură spre pereți (fig. 1).

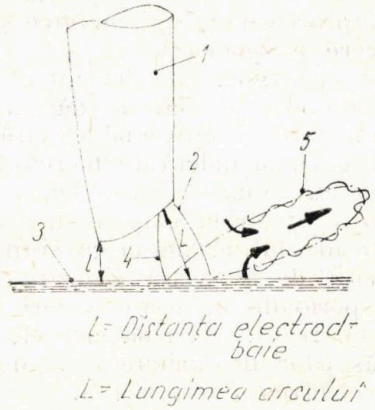


Fig. 1. Formarea arcului electric [1] :
1 — electrod ; 2 — jet de plasmă ; 3 — baie metalică ; 4 — arc electric ; 5 — flama arcului

Cînd electrozii de grafit sînt anozi, arcul este mult mai difuz și nu poate fi descris în mod precis [1].

Asupra arcului electric ca sursă de zgomot s-au efectuat unele cercetări [1], [2], [6], din care a rezultat în esență că există o strînsă interdependență între puterea debitată în arc și nivelul de presiune acustică L_p, așa după cum rezultă din figura 2. În consecință, zgomotul cel mai puternic este produs de cuptorul cu arc electric în perioada de topire, cînd consumul de putere este maxim și se produc dese întreruperi ale arcului, datorită încărcăturii neomogene.

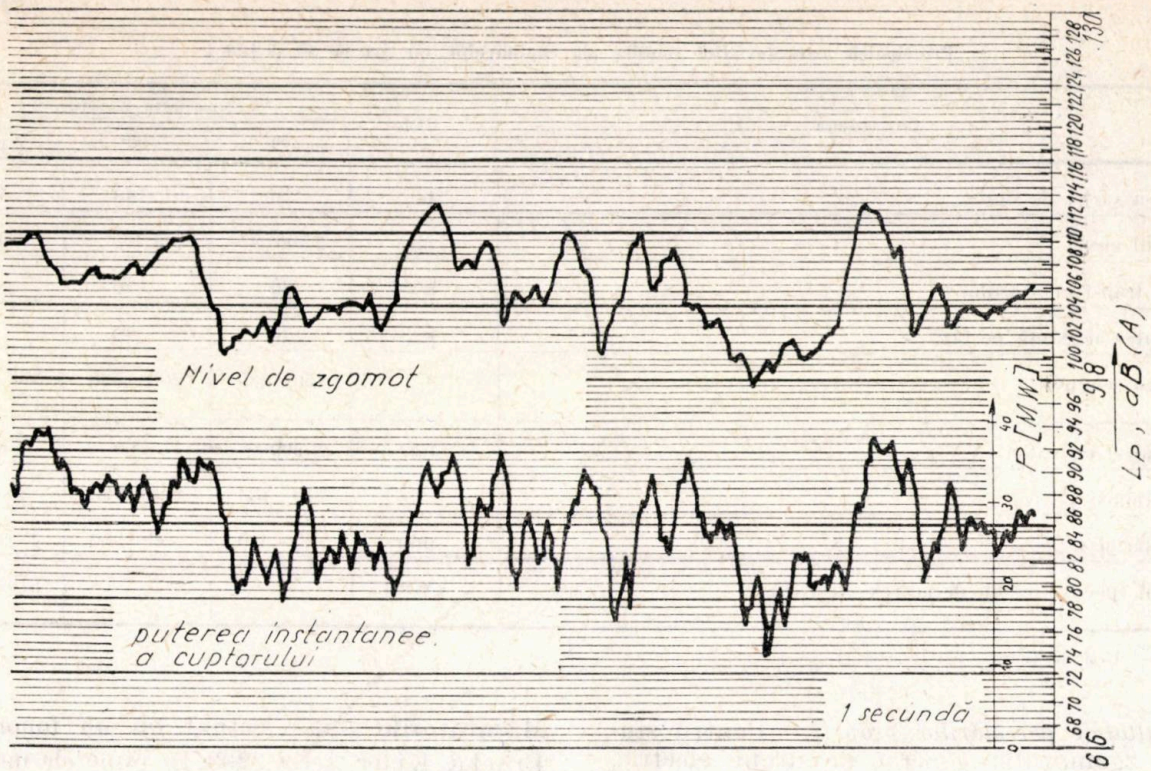


Fig. 2. Sincronizarea variațiilor de putere electrică și nivelul zgomotului produs de un cuptor cu arc electric [1]

Între caracteristicile undelor sonore emise de arcul electric și energia debitată în arc s-a stabilit o relație de forma [1]:

$$A = \frac{k}{c^2} \cdot \frac{\partial W}{\partial t} \qquad (7)$$

unde: A este amplitudinea undei sonore într-un punct dat; W — energia cîmpului electric; t — timpul; $\partial W/\partial t$ — variația instantanee de energie; c — viteza sunetului în cuptor; k — factorul de proporționalitate, care depinde între altele de natura atmosferei cuptorului. Relația (7) arată că zgomotul produs de arcul electric crește odată cu intensificarea perturbațiilor caracteristicilor de funcționare ale arcului, cu scăderea de temperatură și cu creșterea densității atmosferei în care se produce arcul. Verificarea corelației între arcul electric și zgomotul produs de către acesta s-a realizat pe instalații de laborator [1]. Cu acest prilej s-a constatat că în curent continuu zgomotul produs în arc se intensifică numai cînd energia arcului variază rapid, ceea ce practic are loc cînd funcționarea arcului este instabilă, cu o pată catodică extrem de mobilă.

În curent alternativ se produce o undă sonoră suplimentară la fiecare semialternanță, cînd are loc reaprinderea arcului. Aceasta avînd loc de două ori într-o perioadă, pare justificată apariția unui semnal acustic puternic cu frecvența de 100 Hz. La Congresul „Inter-noise 1977", D. H. Mc. Queen [1], în scopul aprofundării mai temeinice a fenomenelor acustice în arcul electric, a realizat unele încercări de modelare matematică a acestora, stabilind două modele de emisie a zgomotului în cuptorul cu arc electric:

— modelul de pulsație periodică a arcului (la 50 și 100 Hz):

$$P_1 = 2\pi^3 \rho f a^2 \mu_0^2 \sqrt{L} \qquad (8)$$

— modelul de vibrație a arcului:

$$P_2 = \frac{0{,}6\ \pi^3}{c^2} \cdot \frac{\rho f_{max}^5 \cdot a^4\ L}{d^2} \qquad (9)$$

în care P_1 este puterea acustică produsă la frecvența f, W; P_2 — puterea acustică globală, W; ρ — densitatea mediului gazos din jurul arcului, kg/m³; f_{max} — frecvența maximă de vibrație, Hz; r — raza medie a arcului, m; u_0 — amplitudinea oscilațiilor vitezei superficiale a arcului, m/s; L — lungimea arcului, m; c — viteza sunetului, m/s; d — diametrul electrodului, m.

Primul mecanism explică vîrfurile nivelului de presiune sonoră pentru frecvența de 100 Hz. Cel de al doilea mecanism, mai puțin elucidat, justifică apariția unui maxim relativ în jurul frecvenței de 500 Hz (privitor la zgomotul global emis).

Tabelul 1

Principalele caracteristici tehnice ale cuptoarelor cu arc de 50 și 100 t

Caracteristica	U/M	Capacitatea nominală, t		
		50	100	100* UHP
Greutatea șarjei de oțel	t	50	140	104
Diametrul cuvei	mm	5 500	6 300	6 400
Puterea transformatorului	kVA	30	40	75
Intensitatea maximă pe fază	kA	36	40	86
Tensiunea secundară	V	150—480	200—530	183—717 (33 trepte)
Diametrul electrozilor	mm	600	700	600
Durata topirii	min	120—150	150—180	80—120
Durata șarjei	min	240—330	300—360	130—180
Consumul specific mediu de energie electrică	kWh/t			510—560

* Cuptor UHP la Ugine — Fos (Franța) [1]

Rezultatele cercetărilor proprii. Pentru studierea zgomotului generat de arcul electric, autorii articolului au efectuat înregistrări sistematice ale undelor sonore generate într-o oțelărie echipată cu două cuptoare cu arc, cu capacitatea nominală de 50 t. În tabelul 1 se prezintă caracteristicile tehnice principale ale acestor cuptoare, comparativ cu caracteristicile unor agregate clasice și UHP de 100 t. Măsurătorile s-au efectuat cu un fonometru Brüel & Kjaer, seria 2203, în punctele marcate în figura 3 (tab. 2). Rezultatele măsurătorilor sînt sintetizate în fișa de măsurare a zgomotului din tabelul 2. În figura 4 se prezintă spectrograma zgomotului emis de cuptorul de 50 t, la 75 min de la începerea elaborării șarjei, la o distanță de 9 m de ușa deschisă a cuptoru-

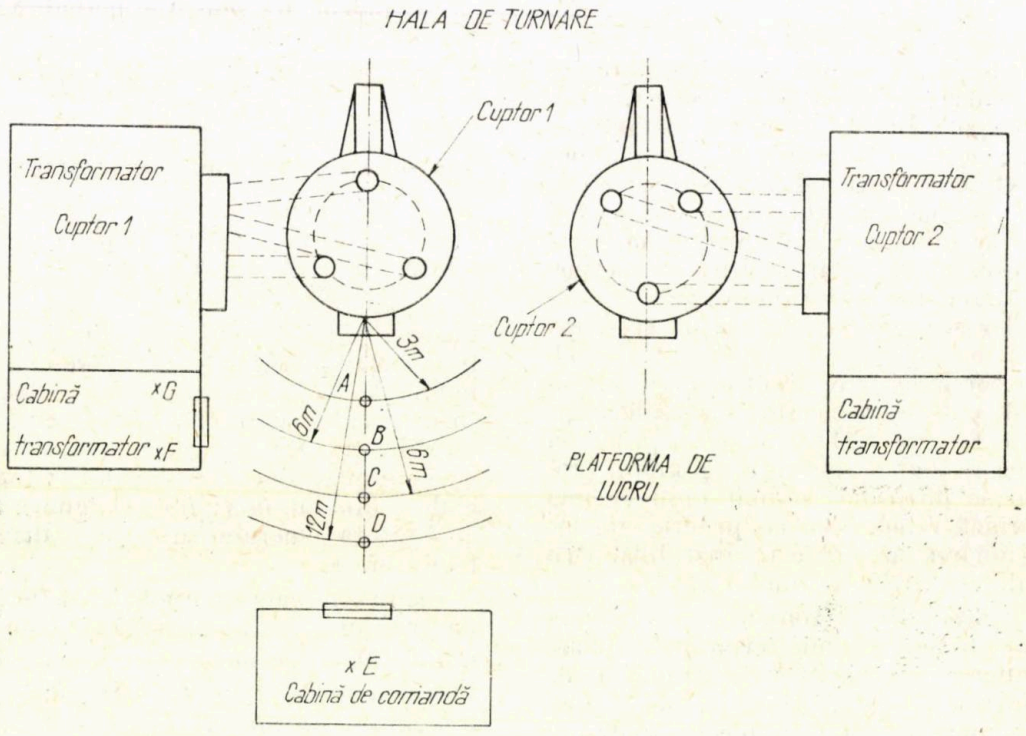


Fig. 3. Punctele de măsurare a zgomotului într-o oțelărie echipată cu 2 cuptoare de 50 t

Tabelul 2

SECȚIA : Oțelărie electrică
AGREGAT : Cuptor cu arc electric, 50 t
Tipul semnalului sonor : zgomot cu n.a neregulat
Date meteorologice :
temperatura : + 26°
presiunea : 765 torr

Fișa de măsurare a zgomotului

Caracteristica acustică măsurată : Nivel de presiune sonoră (L_p)
Felul aparatului FONOMETRU BRÜEL & KJAER
Seria : 2203

Perioada	Distanța față de sursă, m (Punct de măsurare)	Nivelul global al zgomotului „Lin"	Circuit de ponderare „A"	Măsurări în benzi de octavă, Hz										
				31,5	63	125	250	500	1 000	2 000	4 000	8 000	16 000	31 500
Topire ora 10,30	3 (A)	113	108	92	102	109	106	102	103	102	97	90	74	72
După descărcarea	6 (B)	112	104	90	102	104	102	101	100	98	85	75	74	70
primei bene	9 (C)	110	102	90	98	104	104	100	99	98	84	84	72	60
	12 (D)	111	100	88	100	108	104	102	94	95	90	88	70	54
	Cabina de comandă (E)	102	88	82	89	98	90	85	80	70	60	50	34	32
	Trafo tablou (F)	108	98	85	88	94	99	94	90	82	73	60	52	38
	Trafo manometre (G)	110	103	93	98	110	100	100	98	90	82	70	61	46
Topire ora 11,30	3 (A)	112	102	90	98	110	104	100	93	88	74	64	52	40
După descărcarea	6 (B)	110	100	86	99	111	104	102	100	98	96	92	82	68
benei 2	9 (C)	112	100	88	98	110	102	96	90	86	80	82	84	46
	12 (D)	108	100	80	93	102	102	100	94	90	80	80	80	54
	Cabină de comandă (E)	95	85	80	84	86	84	82	76	68	65	48	32	31
	Trafo tablou (F)	104	96	85	87	92	97	90	88	81	74	62	50	36
	Trafo manometre (G)	108	102	90	96	106	98	98	95	90	80	73	60	45
Topire ora 12,00	3 (A)	107	100	90	94	102	100	98	95	85	80	66	52	47
	6 (B)	103	95	84	84	95	100	96	92	88	80	62	50	37
	9 (C)	101	94	82	84	95	94	94	92	82	74	62	45	34
	12 (D)	100	92	80	83	92	93	90	91	80	75	60	42	30
Topire ora 12,30	3 (A)	102	98	88	92	100	98	96	92	85	80	61	50	42
	6 (B)	101	96	85	85	98	96	95	93	83	78	60	50	38
baia topită	9 (C)	100	94	81	83	96	97	96	88	80	76	58	43	34
	12 (D)	100	93	80	81	95	92	90	90	78	70	56	42	30
Topire ora 13,30	3 (A)	101	99	88	90	98	97	97	91	86	78	60	50	42
	6 (B)	101	98	86	86	98	96	92	91	82	78	60	48	37
	9 (C)	100	98	82	82	96	96	93	87	80	75	58	47	34
	12 (D)	101	94	80	82	93	93	92	83	81	74	53	43	30
Afinare	3 (A)	95	87	74	74	88	92	86	80	72	66	61	50	38
ora 14,30	6 (B)	94	86	76	77	80	84	76	74	70	63	60	40	35
	9 (C)	92	86	75	76	80	82	74	73	70	62	60	40	34
	12 (D)	90	84	72	70	80	81	72	70	68	60	58	38	33
Ora 15,30	3 (A)	92	84	72	74	85	88	82	80	70	64	54	42	36
înainte de	6 (B)	90	83	70	73	83	86	74	75	71	64	53	40	33
evacuare	9 (C)	90	82	70	72	83	83	73	72	70	62	50	38	33
	12 (D)	88	80	71	27	80	81	80	71	67	60	48	34	32

Tabelul 3

Secția: oțelărie electrică
Agregat: cuptor electric cu arc de 50 t

Caracteristica sursei sonore

Locul de muncă	Perioada	Distanța față de sursă, m	Durata expunerii pe săpt., h-min	L_p „A"	I_p	I_k	n.a.e.c.s. dB(A)	Hz				kHz				Abatere față de nivelul admis de 90 dB(A) (±)
								63	125	250	500	1	2	4	8	
Platforma de lucru a cuptorului	Topire — ambele cuptoare lucrează simultan	3	18 h	104	1 185	1 185	100	98	106	104	102	98	93	85	71	+10
	Topire — un singur cuptor (E_2)	3	18 h	101	375	376	96	95	103	101	99	95	90	82	68	+6
	Afinare — ambele cuptoare lucrează simultan	3	18 h	89	40	40	88	77	89	93	87	83	74	66	60	−2
	Afinare — un singur cuptor	3	18 h	86	10	10	80	74	86	90	84	80	71	63	57	−10
Stația trafo	Topire	3	18 h	97	375	375	96	88	93	98	92	89	82	74	61	+7
Cabină	Topire	3	18 h	87	40	40	88	85	92	87	83	78	69	62	49	−2

lui. Din analiza datelor rezultate în urma măsurătorilor se constată următoarele:

a) Nivelurile maxime de presiune sonoră L_p se înregistrează în perioada de topire, în special după descărcarea primei bene, cînd s-au obținut pe platforma de lucru niveluri globale „Lin" de 110—113 dB, respectiv niveluri de 100—108 dB (*A*), pe perioade lungi (60—120 min), diferențele fiind insensibile în punctele *A*, *B*, *C* și *D* (3—12 m de sursă), ceea ce reprezintă depășiri însemnate ale normelor admise de igiena muncii, de 90 dB (*A*), nivel acustic echivalent continuu pe săptămînă.

b) Depășiri însemnate ale normelor admise se înregistrează și în zonele mai îndepărtate de sursă (cabinele de comandă ale transformatorului și ale macaragiului), unde s-au determinat în perioada de topire valori ale nivelului global „Lin" de 95—110 dB, respectiv 85—103 dB (*A*).

c) În perioada de afinare (fierbere, predezoxidare, aliere), pînă la evacuarea oțelului din cuptor, valorile L_p scad treptat, încadrîndu-se însă în limitele admise abia după 3—4 h de la începutul elaborării, ceea ce înseamnă că practic pe perioade de 60—80% din durata totală a șarjei se lucrează în condiții de poluare sonoră intensă.

d) Din măsurările în benzi de octavă s-au constatat valori maxime ale nivelului de presiune sonoră, în toate cazurile, pentru frecvența de 125 Hz, care s-au situat în perioada de topire în limitele 104—110 dB.

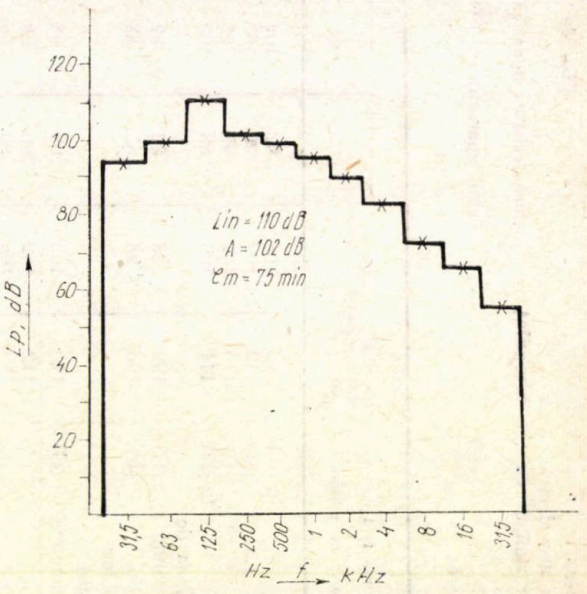


Fig. 4. Spectrograma zgomotului

Întrucît zgomotul produs de cuptorul cu arc electric are un nivel acustic care variază neregulat, s-au ales pentru măsurare, în conformitate cu normele de protecție a muncii în vigoare, intervale de timp care să permită determinarea duratei de expunere săptămînală la

diferite niveluri acustice. În felul acesta, folosind duratele medii de expunere săptămînală la un nivel de 105 dB (A) de 18 h (valoare foarte acoperitoare), se determină indicii parțiali de expunere la zgomot (I_p), indicii compuși de expunere la zgomot (I_k) și, în final, nivelul acustic echivalent continuu săptămînal (n.a.e. c.s.), respectiv nivelul acustic în dB (A) al unui zgomot constant și care acționînd continuu pe toată durata săptămînii de lucru are un efect auditiv similar cu efectul zgomotului variabil măsurat real la locurile de muncă (tab. 3). Din analiza datelor din tabel se constată, în perioada de topire, depășiri însemnate ale nivelurilor acustice calculate față de nivelul admis de 90 dB (A).

Metode și măsuri de reducere a poluării sonore în oțelăriile electrice. Ținînd seamă de nivelurile ridicate ale presiunii sonore, generate de cuptoarele cu arc, se impune aplicarea unor metode și măsuri, din care sînt de reținut următoarele:

1. Folosirea mijloacelor individuale de protecție. În prezent s-a realizat o gamă largă de mijloace deosebit de eficiente în atenuarea zgomotului, de exemplu antifoane de tip intern, antifoane de tip extern și căști de protecție combinate cu antifoane de tip extern și viziere [2]. Antifoanele se execută într-o mare varietate de modele, cele de tip intern asigurînd atenuări ale nivelului de zgomot de 5—45 dB, iar cele de tip extern, atenuări de 10—55 dB, în funcție de frecvență.

2. Îmbunătățirea izolării fonice și etanșeizării cuptorului. Întrucît căptușeala refractară și blindajul exterior de oțel ale cuptorului asigură în general atenuări de pînă la 50 dB, creșterea grosimii acestora nu este rațională. Eforturile în vederea reducerii zgomotului trebuie canalizate în direcția micșorării secțiunii diverselor deschideri și etanșării acestora pe perioadele închiderii lor. Aceste deschideri care reprezintă 0,5—1,0% din suprafața totală a cuptorului, în funcție de starea acestuia, se repartizează astfel: *a*) o treime pentru cel de al patrulea orificiu din boltă prin care se captează gazele din cuptor; *b*) o treime pentru spațiile inelare libere din jurul electrozilor și *c*) o treime pentru deschiderile pentru ușile de lucru și interstițiile între bolta și cuva cuptorului. În privința etanșării spațiilor inelare din jurul electrozilor, deși s-au efectuat încercări de adaptare a unor casete de etanșare răcite cu apă, nu s-au obținut atenuări mai mari de 3 dB, din cauza secțiunii relativ mici a acestor spații [3]. Reduceri mai spectaculoase ale nivelului zgomotului se obțin prin limitarea la minimum a perioadelor de deschidere a ușilor de lucru ale cuptorului ($\sim$ 20 dB).

3. Amplasarea de ecrane fonoizolante pe platforma de lucru a cuptorului constituie un procedeu simplu și eficace de izolare acustică. Practic, se poate recurge la folosirea unor ecrane rabatabile sau culisante, dispuse în fața ușilor de lucru, la distanțe de 3—5 m, care pot proteja muncitorii de pe platforma de lucru a cuptorului de acțiunea directă a undelor sonore. La confecționarea ecranelor trebuie să se țină seamă de gama de frecvențe ale zgomotului, care depășesc normele admise. Astfel, pentru frecvențe pînă la 500 Hz, atenuarea se calculează cu relația [2]:

$$L = -20 \lg \frac{l_1 \cdot l_2}{h_1 \cdot h_2} \text{ [dB]} \qquad (10)$$

în care l_1 este distanța de la sursa sonoră la observator; l_2 — distanța de la ecran la observator; $h_1 = \sqrt{l_1^2 + r_0^2}$; $h_2 = \sqrt{l_2^2 + r_0^2}$; $r_0 = \sqrt{\frac{S_e}{\pi}}$; S_e — suprafața ecranului; r_0 — raza cercului a cărui suprafață este echivalentă cu cea a ecranului; f — frecvența, Hz.

4. Construirea de cabine insonorizate. Acestea pot fi concepute atît pentru cabina de comandă, cît și pentru cabina transformatorului, pentru a proteja muncitorii care se află în aceste locuri de muncă. Pentru a reduce accesul muncitorilor la minimum pe platforma de lucru, în perioada de încărcare și topire se impune mecanizarea și automatizarea operațiilor de pe platformă, precum și folosirea televiziunii în circuit închis, cu amplasarea de monitoare în cabinele de comandă și ale transformatorului și a camerelor de luat vederi în diversele posturi de lucru. Un astfel de procedeu de limitare a zgomotului este accesibil pentru oțelăriile electrice din R.S.R., dacă se ține seamă că toate materialele necesare pentru construcția cabinelor insonorizate se fabrică în țară. Instalația TV în circuit închis se poate livra de întreprinderea „Tehnoton" — Iași. Reducerea nivelului de zgomot realizată prin căptușirea cu materiale fonoizolante se determină cu relația:

$$L = 10 \lg A_1/A_2 \text{ [dB]} \qquad (11)$$

unde: A_1 este absorbția acustică a încăperii după aplicarea fonoabsorbanților suplimentari, iar A_2 — absorbția acustică a încăperii înainte de tratarea fonoabsorbantă [2]. La proiectarea și construcția cabinelor insonorizate trebuie avute în vedere, pentru îmbunătățirea condițiilor de muncă, climatizarea acestor cabine și iluminarea cu lămpi fluorescente.

5. Carcasarea utilajelor auxiliare zgomotoase de pe platforma de lucru și din hala de turnare. Pentru reducerea zgomotului global din hala oțelăriei, care contribuie la intensificarea zgomotului emis de cuptoarele din hală,

sînt foarte eficiente lucrările de carcasare a utilajelor zgomotoase (concasoare, mașini de șarjare, compresoare de aer, pompe, ventilatoare etc.) Pentru carcasare se pot folosi construcții din tablă de oțel sau aluminiu, adaptate la fiecare utilaj.

6. Concepții noi în proiectarea oțelăriilor electrice. În scopul reducerii poluării sonore la proiectarea și construcția oțelăriilor noi, în țările cu potențial siderurgic dezvoltat se au în vedere unele metode și măsuri speciale. O astfel de măsură deosebit de eficientă este carcasarea în întregime a cuptorului cu arc electric, idee realizată în S.U.A. la oțelăria Lone Star Steel [1], unde fiecare cuptor a fost izolat de un cheson (snuff-box) ,prevăzut cu plăci culisante pentru trecerea podurilor rulante și mașinilor de șarjare. Gazele și praful sînt extrase din interiorul chesonului cu ajutorul unor sisteme de conducte de captare și ventilatoare, fiind apoi trimise la o instalație de epurare. În stadiul actual există numeroase proiecte și realizări în acest sens și la alte firme, din care sînt de menționat DEMAG/DDS (Danemarca), Breda Siderurgica (Italia), Krupp (R.F.G.), Obenchain International (S.U.A.), ASEA (Suedia) ș.a. Instalațiile concepute sînt sisteme complexe de reducere a poluării sonore, cu gaze și pulberi, cu

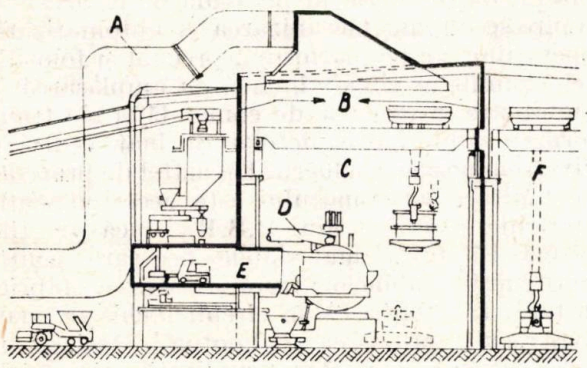


Fig. 5. Schema oțelăriei electrice, sistem DEMAG/DDS, cu izolarea acustică a cuptorului cu arc [3] :
A — conductă de evacuare a gazelor și pulberilor; B — pereți despărțitori; C — hala cuptorului; D — conducta de evacuare directă a gazelor; E — platforma de lucru; F — hala de turnare

radiații termice și de recuperare a căldurii din gazele captate din cuptor. În figura 5 se prezintă schema sistemului DEMAG/DDS, din care se constată unele modificări esențiale față de construcția clasică a oțelăriilor, legate de introducerea podului rulant cu bena de încărcare, transportului oalei de turnare pe transportoare la sol și carcasarea zonei de șarjare pe platforma de lucru. După unele măsurători efectuate la un cuptor UHP modern, prin folosirea unui cheson de izolare fonică, s-a obținut în afara acestuia un nivel de presiune sonoră de 90 dB (A), iar prin reducerea sub 0,5% a ariei deschiderilor reziduale se speră în reducerea zgomotului pînă la 85 dB(A), ceea ce corespunde unor atenuări de 30 — — 35 dB (A).

Este evident că reproiectarea oțelăriilor clasice existente după noua concepție este o soluție costisitoare și trebuie în general evitată, fiind de luat în considerație doar la proiectarea de noi oțelării electrice.

O soluție de perspectivă pentru reducerea zgomotului în oțelăriile electrice poate fi și folosirea cuptoarelor cu arc în curent continuu, utilaje care nu prezintă vîrfurile de nivel sonor la frecvența de 100 Hz și asigură o mai bună stabilitate a arcului electric [1]. Este de luat de asemenea în considerație tendința extinderii oțelăriilor electrice echipate cu cuptoare prin inducție mai silențioase decît cuptoarele cu arc, mai ales în urma construcției unor agregate de mare capacitate (20 — 40 t). În prezent există tendința de a se realiza cuptoare prin inducție de 125 t/37 MW, care pot asigura randamente de 60 t oțel/h.

În ultimii ani există de asemenea tendința de introducere în oțelăriile electrice a cuptoarelor de topire cu plasmă, mai puțin zgomotoase decît cuptoarele cu arc (nivel maxim de presiune sonoră de 80 dB, față de 110 — — 120 dB). În acest sens, există realizări remarcabile în R.D.G. (Freital) unde funcționează agregate cu plasmă de 15 și 40 t, fiind în fază de proiectare agregate de 70 și 100 t [13].

7. Măsuri tehnologice. Pentru reducerea zgomotului prezintă eficiență și unele măsuri de îmbunătățire a șarjării materialelor din încărcătura metalică (compactarea fierului vechi, alimentarea continuă cu pelete prereduse la cuptoarele UHP), precum și măsurile de stabilizare a arcului electric în curent alternativ, prin ionizarea atmosferei cuptorului prin suflare de argon sau doparea electrozilor cu titan. Întrucît zgomotul intens din perioada de topire provine din folosirea materialelor feroase cu forme și greutăți foarte diferite, ceea ce reduce considerabil stabilitatea arcelor electrice, șarjarea materialelor în bena de încărcare trebuie realizată în următoarea ordine : *a*) așezarea materialelor grele pe fundul benei ; *b*) dispunerea materialelor ușoare la partea superioară a benei. O asemenea măsură, prin crearea în cuptor a unui ecran amortizant al materialelor ușoare la partea superioară a încărcăturii, a permis într-o oțelărie electrică americană [1] atenuări de 5 — 10 dB (A).

Prin adoptarea unui complex de măsuri (exceptînd reproiectarea și soluțiile constructive costisitoare), pe specificul fiecărei oțelării, se poate conta în final pe atenuări de 25 — 35 dB (A), ceea ce permite realizarea unor condiții bune de muncă cu creșterea însemnată a productivității muncii. Este de notat în acest

sens că în urma unor cercetări [2] s-a constatat că reducerea zgomotului cu numai un singur dB poate crește productivitatea muncii cu 1%.

BIBLIOGRAFIE

[1] Antoine, J., Michelet, J. ș.a. *Le bruit des fours à arc en sidérurgie, situation présente et perspectives d'avenir.* În : Revue de Métallurgie, Franța, nr. 7, 1973, p. 433—447.

[2] Darabont, A. și Văiteanu, D. *Combaterea poluării sonore și a vibrațiilor.* București, Editura tehnică, 1975.

[3] Haering, H. U., Polthier, K. și Schmitz, J. *Lutte contre le bruit dans les aciéries électriques..* În : Revue de Métallurgie-C.I.T., Franța, nr. 12, 1980, p. 1037—1044.

[4] Mc. Karty, Th. *Steel industry noise control.* În : Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 9, 1978, p. 60—62.

[5] Markarian, K. M. și Kovatch, M. S. *Noise control in Republic's Cleveland BOF shop.* În : Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 11, 1979, p. 40—47.

[6] Marsiani, A. *An Electric Steelmaking Plant Free from Noise, Fume and Pollution.* În : Steel Times International, S.U.A., nr. 11, 1980, p. 52—53.

[7] Pumnea, C. și Redeș, Al. *Studiu privind măsuri tehnico-organizatorice pentru reducerea poluării în secțiile de producție ale Întreprinderii de mașini-grele—București.* Academia de Studii Economice, 1980.

[8] Rău, Al. și Tripșa, I. *Metalurgia oțelului.* București, Editura didactică și pedagogică, 1973.

[9] Sasaki, T., Endo, H., Honda, T. și Zama, Y. *Composites for Noise and Vibration Control — High Damping Composite Steel Sheet.* În : Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, vol. 19, nr. 11, 1978, p. 569—577.

[10] Simpson, C. W. *Engineering Noise Control in the Steel Industry.* În : Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 6, 1978, p. 36—42.

[11] Tripșa, I., Oprea, Fl. și Dragomir, I. *Bazele teoretice ale metalurgiei extractive.* București, Editura tehnică, 1967.

[12] Tripșa, I. și Pumnea, C. *Dezoxidarea oțelurilor.* București, Editura tehnică, 1981.

[13] Tripșa, I. și Pumnea, C. *Retopirea și rafinarea oțelurilor.* București, Editura tehnică, 1984.

[14] Ursoniu, C. și Dumitrescu. C. *Poluarea sonoră și consecințele ei.* Timișoara, Editura Facla, 1976.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 4, 1984

Studierea cărbunilor într-un plastometru modern, p. 7 — Un sistem modern de reglare a procesului de flotație, p. 10 — Controlul mărimii particulelor de cărbuni în fluxul pulpei, p. 13 — — Punerea la punct a bateriilor cu cuptoarele cu camere cu un volum de 41,6 m³ la încărcarea cu vagonul cu buncărul mijlociu mobil, p. 15 — Studierea legităților de formare a înălțimii și densității piloților de cocs în cuptoarele cu camere la bateria 1 bis a Uzinei cocsochimice Zaporojstal, p. 20 — Utilizarea metodelor moderne de cercetare la punerea la punct a bateriei 1 bis cu cuptoare cu camere cu un volum de 41,6 m³ la Uzina cocsochimică Zaporojstal, p. 24 — Controlul densității și înălțimii piloților de cocs din cuptoarele cu un volum de 41,6 m², p. 29 — Îmbunătățirea eficienței stingerii uscate a cocsului la bateriile de cocsificare de mare capacitate, p. 33 — Eficiența exploatării mașinii de încărcat cărbuni cu buncărul mijlociu deplasabil, p. 40 — — Perfecționarea sistemului de repartizare a apei la turnul de răcire cu ventilator, p. 45 — Modernizarea plastometrului automatizat, p. 46 — Automatizarea funcționării decantorului mecanizat, p. 50 — Protecția muncii pe platformele de lucru de la bateriile de cocsificare și de gudron de cocs, p. 52 — — Obținerea unor produse valoroase cu conținut de carbon din gudron de huilă, p. 61.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 4, 1984

Cercetarea procesului de aglomerare a concentratelor din minereuri oxidate, p. 12 — Desulfurarea fontei și asigurarea evacuării zgurei din oalele pentru fontă lichidă, p. 13 — Utilizarea masei fără apă pentru acoperirea gurilor de evacuare a fontei de la furnale, p. 16 — — Reducerea conținutului de mangan în metal, p. 20 — Calitatea lingourilor mari din oțel calmat, turnate prin utilizarea unor căptușeli termoizolatoare, p. 21 — Îmbunătățirea calcinării amestecului de crom și calcar în cuptorul rotativ, p. 23— Mărirea rezistenței corpurilor convertizoarelor mari, p. 24 — — Mărirea capacității de funcționare a rolelor de la mașinile de turnare continuă a semifabricatelor, p. 25 — Uscarea căptușelii monolit de la oale, p. 27 — Diferența de greutate a semifabricatelor pentru roți și căile de micșorare a acesteia, p. 31 — Perfecționarea tehnologiei și introducerea tehnicii noi în secția de laminare a țevilor nr. 2 de la Uzina de țevi Sinarsk, p. 37 — Fabricarea dornurilor din oțel 4H5FMS nitrurat pentru laminarea la cald a țevilor, p. 39— Un material eficient pentru manșoanele — coliere de etanșare utilizate la încercările hidraulice ale oțelurilor, p. 39 — Micșorarea volumului de muncă la executarea producției este una din căile de bază ale măririi eficienței producției, p. 42 — Mărirea siguranței muncii la depozitarea și transportul dornurilor, p. 45 — Epurarea chimică a emanațiilor de gaze din secțiile de decapare ,p. 46.

Influența unor elemente de aliere din oțeluri asupra dozării vanadiului prin spectrofotometria de absorbție atomică

Dr. ing. Iuliana Lupu și Ligia Lupu
Universitatea din Brașov

CZ: 543.42

Spectrofotometria de absorbție atomică este o metodă analitică de dozare a unor elemente cu aplicații multiple în metalurgie atît pentru analize de rutină, cît și în cercetare. Poate fi utilizată atît în absorbție, cît și în emisie.

Sensibilitatea metodei spectrofotometrice de absorbție atomică variază de la un element la altul, rămînînd de obicei în domeniul 1—100 μg/ml.

Această metodă este mai sensibilă decît multe altele. Compararea sensibilității diverselor metode de analiză cantitativă a unor elemente este prezentată în tabeul 1 [1].

Tabelul 1

Sensibilitatea unor metode de analiză spectrală

Elementul	Sensibilitatea, ppm			
	Spectroscopia de emisie	Spectrofotometria în UV vizibil	Flamfotometria	Spectrofotometria de abs. atm.
Li	0,002	—	0,02	0,03
Na	0,1	—	0,002	0,03
K	0,1	—	0,01	0,05
Mg	0,01	0,06	1,0	0,01
Ca	0,1	—	0,03	0,05
Zn	2,0	0,16	2 000,0	0,04
Cd	2,0	0,11	20,0	0,04
Ag	0,1	0,1	0,5	0,05
Cu	0,2	1,03	0,1	0,1
Bi	0,2	1,0	300,0	0,8
Sb	5,0	0,03	—	8,0
Sn	0,2	—	10,0	2,5
In	1,0	0,2	1,0	1,2
Tl	0,2	1,0	1,0	0,7
Pb	0,05	0,03	20,0	0,3

Spectrofotometria de absorbție atomică prezintă aplicabilitate pentru un domeniu cu mult mai larg de dozări față de fotometria în flacără, prin faptul că angajează atomii neexcitați în flacără, adică majoritatea atomilor vaporizați, deci aproape toate elementele.

Metoda spectroscopiei de absorbție atomică teoretic nu ar trebui să prezinte interferențe spectrale, pentru că fiecare element poate absorbi doar energia luminoasă de frecvența sa caracteristică, proprie.

Totuși, metoda poate fi supusă interferențelor chimice care afectează cantitatea de atomi din flacără, dar acestea sînt cu mult mai mici decît în cazul altor metode.

Perturbările determinate de interferențe se datoresc de obicei formării de compuși refractari, adică cei ce nu disociază în flacără sau prin ionizarea elementelor.

În continuare, se vor prezenta o serie de date experimentale din literatură [2], privitoare la influența elementelor de aliere din oțeluri: Fe, Co, Ni, Mo, Cr, asupra dozării vanadiului.

Partea experimentală [2]. Măsurătorile au fost efectuate pe un spectrofotometru de absorbție atomică de tip Hilger Watts, folosind convențional o lampă catodică de vanadiu, flacără de oxid de azot/acetilenă.

Pentru prepararea soluției etalon s-au dizolvat 2 g vanadiu de puritate spectrală în amestec de HCl și HNO_3 în proporție de 5 : 1, s-a încălzit la fierbere pentru îndepărtarea vaporilor nitroși și apoi s-a diluat cu apă la balon cotat de 1 000 ml. Soluția aceasta etalon conține 200 micrograme de V^{5+}/ml.

Similar, s-a preparat o soluție de 10% Fe^{3+}, Aceste soluții au fost folosite pentru a prepara standardele necesare.

Parametrii aparatului au fost reglați astfel încît să stabilească indicațiile optime pentru determinarea vanadiului.

A fost folosită cea mai sensibilă linie a vanadiului la 318,4 nm. Cum aici sînt două linii de absorbție adiacente de vanadiu, a fost verificat instrumentul pentru a înregistra lățimea benzii de absorbție la 0,1—0,6 nm.

S-a urmărit în primul rînd influența fierului, elementul de bază al fontelor și oțelurilor asupra absorbției vanadiului.

În figura 1 se observă o mărire cu 10% din absorbția citită la vanadiu, cînd a fost adăugat fierul la soluție. Această mărire atinge un nivel constant la peste 0,5% fier în soluție.

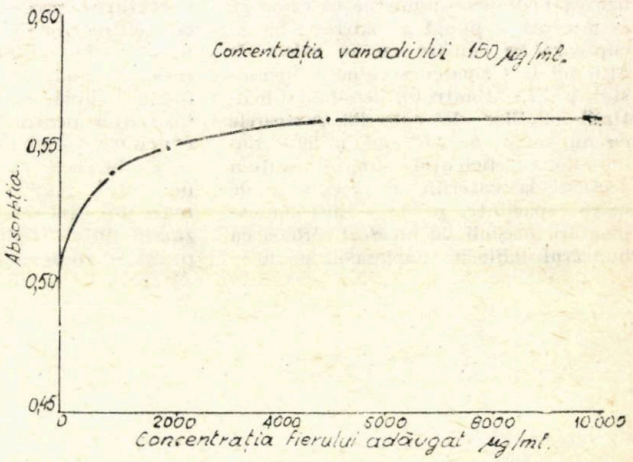


Fig. 1. Efectul fierului în absorbția vanadiului

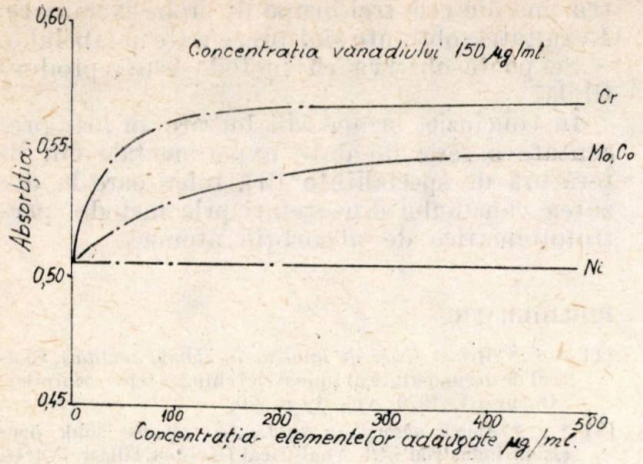


Fig. 2. Efectul altor ioni în absorbția vanadiului

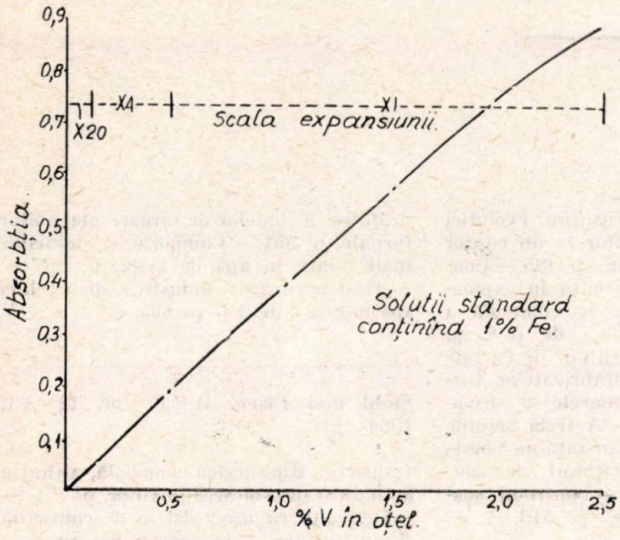


Fig. 3. Curba calibrării vanadiului

Oțelurile examinate conțin de asemenea Cr, Mo, Co, Ni în proporție de pînă la 5%.

În figura 2 se observă că cromul, molibdenul și cobaltul dau o mărire similară cu cea a fierului, dar nichelul nu influențează.

S-a stabilit că HCl și HNO_3 nu interferează determinările. Pentru anihilarea interferențelor fierului se prepară o soluție standard de vanadiu cu 1% Fe^{3+}.

În figura 3 se prezintă diagrama de etalonare pentru vanadiu cu soluție standard ce conține 1% Fe.

În continuare, experimentările au fost efectuate pe trei tipuri diferite de oțel și anume: slab aliat, mediu aliat și înalt aliat (rapid). Au fost folosite probe standard și pentru fiecare caz au fost efectuate cîte două probe.

În tabelul 2 se prezintă rezultatele obținute pentru o serie de oțeluri slab aliate. Cu toate că aceste oțeluri conțin cantități importante de Cr, Ni și Si, dozarea vanadiului s-a putut efectua în condiții bune sub aspectul rezultatelor analitice.

Tabelul 2

Rezultatele absorbției atomice a vanadiului pentru oțeluri slab aliate

Probe	Elemente de aliere majore	Vanadiu, %	
		probe etalon	probe de analizat
BCS 255/1	Ni 4,98%	0,21	0,22 0,23
BCS 257/1	Cr 2,97%	0,12	0,11 0,11
BCS 407	Cr 3,00%	0,23	0,21 0,22
BCS 409	Si 1,07% Ni 3,14% Cr 1,22%	0,28	0,032 0,021
BCS 410	Si 1,00% Ni 2,04% Cr 1,72%	0,46	0,48 0,48

Tabelul 3

Rezultatele absorbției atomice a vanadiului pentru oțeluri mediu aliate

Probe	Elemente de aliere majore	Vanadiu, %	
		probe etalon	probe de analizat
BCS 326	Mn 0,32% Cu 0,36%	0,057	0,058 0,058
BCS 328	Mn 0,43% Ca 0,17%	0,19	0,10 0,20
BCS 329	Mn 0,12%	0,083	0,084 0,085
BCS 330	Mn 0,45%	0,027	0,030 0,031

În tabelul 3 se prezintă rezultatele obținute pentru probele de oțel mediu aliat. După cum se poate vedea, au fost obținute rezultate în concordanță cu valorile certe ale probelor etalon.

În tabelul 4 sînt prezentate rezultatele obținute la dozarea vanadiului pentru probele de oțel înalt aliat (rapide).

Se observă și aici o bună concordanță, chiar în cazul conținutului mare de wolfram.

Pentru a verifica precizia tehnicii, a fost făcută confruntarea rezultatelor analizelor pen-

Tabelul 4

Rezultatele absorbției atomice a vanadiului pentru oțeluri înalt aliate (rapide)

Probe	Elemente de aliere majore	Vanadiu, %	
		probe etalon	probe de analizat
BCS 220/1	Cr 5,13% Mo 5,20% W 6,86%	2,09	2,13 2,10
BCS 241/2	Cr 5,35% Co 5,70% W 19,9%	1,59	1,61 1,59
BCS 224/1	Cr 1,06%	0,19	0,21 0,20

Tabelul 5

Confruntarea rezultatelor analizelor

Probă	Vanadiu, %		
	mediu aliate	slab aliate	înalt aliate
Analize standard	0,057	0,21	1 59
Răspîndirea analizelor	0,056–0,060	0,19–0,23	1,56–1,61
Copia analizelor	0,058	0,22	1,51
	0,058	0,23	1,59
	0,060	0,23	1,47
	0,061	0,23	1,59
	0,061	0,23	1,53
	0,059	0,23	1,50
	0,060	0,23	1,59
Media analizelor	0,060	0,23	1,57

tru una din cele trei grupe de probe examinate. Rezultatele obținute sînt prezentate în tabelul 5.

Se poate observa că metoda este reproductibilă.

În concluzie, în această lucrare au fost prezentate o serie de date experimentale din literatura de specialitate [2], referitoare la dozarea vanadiului din oțeluri prin metode spectrofotometrice de absorbție atomică.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Metode fizice de analiză în chimia analitică*. Centrul de documentare al industriei chimice și petrochimice, București, 1970, vol. 1, p. 70.

[2] * * * *Atomic absorption application reports*. Rank precision Industrial Ltd. Analytical Division, Hilger Watts, 31, Camden Road, Londra, N.W.L. 01— 485—5636, 1968.

REVISTA REVISTELOR

Neue Hütte, R.D.G., nr. 6, 1984

Tendințe de dezvoltare a materialelor metalice pentru electrotehnică și electronică, p. 201 — Difuzia elementelor străine în aluminiu, p. 207 — Determinarea microanalitică a cantității de fontă primară și coeficientul de distribuție al oțelurilor austenitice Cr—Ni și Cr—Ni—Mo, p. 211 — Studii asupra formării și relaxării tensiunilor interne determinate termic în carbura metalică — oțel de scule, p. 217 — Formarea carburilor și transformările la acoperirea cu vanadiu, p. 220 — Determinarea distribuției durității în straturile nitrurate cu ajutorul măsurătorilor de duritate, p. 223—Rezistența, dilatarea termică și conductibilitatea termică a oțelurilor pentru roți pline, la temperaturi înalte, p. 225 — Ruperea oțelurilor cu rezistență joasă datorită hidrogenului, p. 229 — Determinarea As, Sb, Bi, Sn, Se și Te în oțeluri cu ajutorul hidrurilor, p. 233 — Contribuția la influența scurtării timpilor de tratament termic asupra dedurificării metalelor neferoase, p. 230.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 10, 1984

Asigurarea productivității instalațiilor, p. 475 — Metode de control și diagnosticare cu ajutorul comenzilor programabile, p. 481 — Studii asupra evoluției zgomotului și fluctuațiilor la un cuptor cu arc de curent continuu, p. 485 — Construcțiile sudate și rezistența în exploatare, p. 491 — Sistem de comandă a procesului în trăgătoria de țevi, p. 495 — Scoaterea și consumul de energie în cazul utilizării semifabricatelor turnate continuu în laminoarele de sîrmă, bare și profile, p. 501 — A treia Sesiune de turnare continuă organizată de Voest-Alpine AG, p. 507 — Oțeluri de construcție pentru cazane — controlul susceptibilității la fisurare, p. 513.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 11, 1984

Economia și mediile, p. 523 — Noutăți metalurgice în cazul procedeului de insuflare a oxigenului și îmbunătățirea controlului procesului cu sublance și barbotare cu gaze prin partea de jos, p. 527 — Evoluția hidrogenului la elaborarea sorturilor de oțel cu conținuturi ridicate de carbon, într-o instalație de degazare în vid, p. 533 — Variantele procedeului Elred, p. 539 — Utilizarea unui nou model matematic pentru determinarea funcționării energetice avantajoase a cauperelor, p. 545 — Progrese în tehnologia de funcționare și de desprăfuire a halelor de turnare ale noilor furnale, p. 551 — Comportarea oțelurilor înalt aliate în apa de mare, p. 557 — — Restructurarea industriei de oțeluri speciale a Suediei, p. 565.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 12—13, 1984

Industria siderurgică mondială, situația actuală și dezvoltarea în viitor, p. 571 — —Dezvoltarea unui sistem de comandă și optimizare a procesului pentru furnalul din Schwelgern, p. 575 — Studii asupra circulației oțelului în distribuitoarele de la turnarea continuă, p. 581 — Experiențe la funcționarea unui cuptor-oală la Marienhütte-Graz, p. 587 — — Procedeul Krupp de turnare continuă orizontală cu cristalizor oscilant și fir liniar, p. 590 — Utilizarea căldurii recuperate din procesul de răcire uscată a cocsului, pentru preîncălzirea cărbunilor, p. 595 — Influența presiunii ridicate asupra lățirii la laminarea la cald, p. 603 — Influența suprafeței cilindrilor de lucru asupra dimensiunilor și calității suprafeței benzilor laminate la rece, p. 609 — Economie de energie prin comanda optimă a cauperelor cu ajutorul microprocesoarelor, p. 617.

Dr. chim. Al. Cecal
Institutul politehnic — Iaşi

Utilizarea trasorilor radioactivi în studiul coroziunii metalelor

CZ : 620.193.41

Coroziunea poate fi definită ca un proces de distrugere a suprafeţelor metalice în urma unor reacţii chimice sau electrochimice ce au loc la interfaţa metal-mediu corosiv.

Atît în elucidarea mecanismului intim al procesului de coroziune, cît şi în studierea rolului protector al unor substanţe chimice aplicate pe suprafeţele metalice, sau introduse în acel mediu agresiv, utilizarea trasorilor radioactivi şi-a adus un aport deosebit. În acest sens se cunosc o serie de monografii [1]—[7] care au redat într-o formă sintetică principalele realizări obţinute în investigarea procesului complex al coroziunii metalice şi al protecţiei anticorosive a metalelor introduse în diferite medii agresive. Cele mai multe studii s-au referit la coroziunea metalelor imersate în soluţii agresive şi mai puţine s-au ocupat de cercetarea acestui proces produs de către gaze.

Lucrarea de faţă cuprinde o scurtă trecere în revistă a principalelor metode aplicate în investigarea procesului de coroziune şi a protecţiei anticorosive a metalelor, precum şi la studii de adsorbţie a unor ioni (pozitivi şi negativi) la suprafaţa de contact metal-mediu corosiv, apelîndu-se la tehnici de lucru bazate pe folosirea trasorilor radioactivi.

În acest sens se poate marca suprafaţa metalului fie prin activare cu neutroni (cînd rezultă radioizotopi ai ţintei), fie prin înglobarea în fază topită (prin aliere) a unui component radioactiv în proba metalică supusă cercetării. Totodată se poate marca şi mediul corosiv (ca soluţie sau gaz).

Distribuţia trasorului radioactiv în urma reacţiei de coroziune a metalului (marcat sau nemarcat) în contact cu mediul agresiv (nemarcat sau marcat), precum şi adsorbţia acestui radioizotop la suprafaţa probei metalice, la un moment oarecare, se urmăreşte fie folosind tehnica autoradiografică (prin impresionarea diferită a unei emulsii fotografice de către radiaţiile nucleare emise de radionuclidul dat) sau cu ajutorul detectorilor de radiaţii de tipul Geiger-Müller, cameră de ionizare etc. sau a unei sonde de scintilaţie NaI/T1, care s-au conectat în prealabil la o instalaţie de numărare. În ultimul timp s-au întrebuinţat în astfel de studii şi contorii cu cristal Ge—Li, pentru a se mări acurateţea determinărilor experimentale.

Metode pentru studierea coroziunii metalelor utilizînd tehnici radiotrasoare

În acest sens se cunosc mai multe metode, care pot fi grupate în următoarele categorii principale :

Determinarea activităţii unui eşantion metalic neradioactiv după imersia sa într-un mediu corosiv ce conţine atomi marcaţi. Mai întîi proba metalică neradioactivă este imersată într-un mediu corosiv ce conţine şi un radiotrasor. După un timp de contact oarecare, acea probă este scoasă din mediul corosiv, se usucă la o lampă de infraroşu, după care i se determină activitatea suprafeţei fie cu ajutorul unui detector de radiaţii, fie prin autoradiografie.

Măsurătorile de activitate dau o imagine cantitativă, globală, a repartiţiei atomilor radioactivi pe întreaga suprafaţă a metalului după ce a încetat acţiunea mediului corosiv, pe cînd autoradiografia permite cercetarea distribuţiei locale (din aproape în aproape) a speciilor radioactive pe suprafaţa dată. După gradul diferit de înnegrire a emulsiei nucleare developate, se stabilesc cu exactitate „punctele de atac" mai pronunţate de pe suprafaţa metalului ce au fost corodate mai intens de către acel mediu. Astfel de zone mai puţin rezistente la acţiunea mediului corosiv se datoresc neomogenităţii suprafeţei sau prezenţei unor impurităţi în proba metalică. De asemenea, dacă eşantionul supus coroziunii va avea puncte de sudură, atunci se va coroda mai intens în aceste zone. În consecinţă, în aceste locuri mai intens corodate, se vor reţine preferenţial atomii marcaţi din mediul agresiv, iar ca atare emulsiile nucleare în aceste zone vor fi mai puternic impresionate de către radiaţiile nucleare emise de aceşti radioizotopi.

Metoda este simplă, exactă şi rapidă, pretîndu-se a fi aplicată în urmărirea desfăşurării coroziunii oricărei probe metalice, indiferent de natura şi concentraţia atomilor marcaţi din mediul agresiv. Totuşi nu este recomandată a se folosi în cazul unor soluţii corosive puternic acide.

Procedeul descris anterior se utilizează mai ales în investigarea formării unor filme de oxizi sau săruri metalice (fosfaţi, sulfaţi şi azotaţi) pe suprafaţa eşantionului metalic imersat în mediul corosiv, filme ce au rol inhibant asupra desfăşurării procesului de coroziune. Pe măsură ce creşte timpul de contact dintre eşantionul metalic şi mediul agresiv, se măreşte grosimea

filmului protector, iar ca atare acesta va îngloba din soluție (prin adsorbție) un număr mai mare de ioni radioactivi [8]—[11].

Astfel, cu ajutorul cromului-51 s-a cercetat efectul protector al filmelor de cromați ce se pot depune pe suprafețele metalice supuse coroziunii, dacă în mediul agresiv există de la început anioni de tipul $^{51}CrO_4^{2-}$ sau $^{51}Cr_2O_7^{2-}$.

Dezavantajul major ce-l prezintă procedeul descris anterior constă în faptul că în urma clătirii probei metalice (înainte de uscare), după ce a fost extrasă din mediul agresiv, se poate pierde o parte din filmul format la suprafața acelui eșantion, cu diminuarea corespunzătoare a radioactivității respective.

Determinarea diminuării activității unui mediu corosiv radioactiv în contact cu o probă metalică neactivă. În cadrul acestui procedeu general, la diferite intervale de timp, din soluția corosivă radioactivă, în care s-a imersat anterior eșantionul metalic neradioactiv, se extrage cîte o probă (avînd același volum) căreia i se determină activitatea, după care va fi reintrodusă în mediul respectiv. În acest caz nu mai este necesară scoaterea eșantionului metalic din soluția corosivă, pentru a i se determina activitatea, așa cum s-a procedat în cazul anterior.

Prin această metodă nu se pot localiza însă punctele de coroziune locale, ceea ce constituie un dezavantaj față de procedeul anterior.

În această situație, experiențele se realizează cu eșantioane metalice cu suprafețe cît mai mari, avînd porozitate avansată.

Medvedeva și Kolotyrkin [12] au construit un aparat (fig. 1) cu ajutorul căruia au urmărit adsorbția anionilor radioactivi de $^{131}I^-$ pe un electrod poros din plumb, supus coroziunii, în funcție de cantitatea de hidrogen ce se degajă din acel sistem corosiv.

Aparatul constă dintr-o celulă de electroliză (*1*), ce conține un catod poros din plumb (*2*). Datorită presiunii exercitate de hidrogenul degajat la anod (din mediul corosiv acid), se va introduce automat același volum de soluție radioactivă ce conține iod marcat, din celula

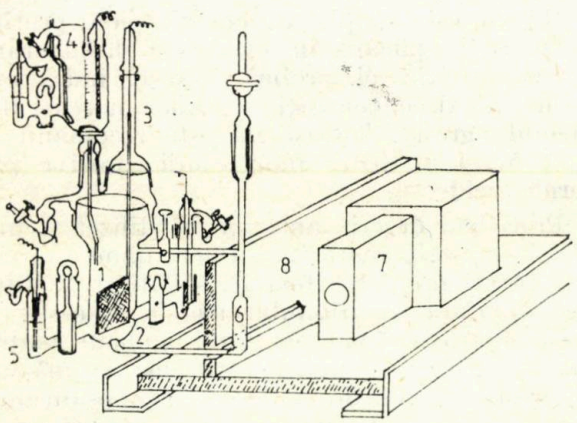


Fig. 1

de electroliză în vasul (*6*), situat în fața ferestrei unui detector Geiger-Müller (*7*). După măsurarea activității, soluția respectivă se trimite înapoi în celula de electroliză. În aceeași figură s-au mai reprezentat: manșonul protector (*3*), manometrul (*4*), electrodul de sens contrar (*5*) și ecranul de protecție din plumb (*8*), cu rol de a reține radiațiile emise de ionii $^{131}I^-$ rămași în celula de electroliză, în așa fel ca să nu influențeze măsurătorile de activitate efectuate asupra probei din vasul (*6*) cu soluție radioactivă.

Metoda propusă mai sus a fost utilizată și de alți cercetători [13], [14], în vederea studierii coroziunii unor metale în anumite medii agresive, și adsorbția diferită la suprafețele acestor metale de anioni marcați (halogenuri, sulfați, fosfați etc.), inclusiv prin formarea unui strat dublu cu rol inhibant, la interfața metal-mediu agresiv.

Determinarea activității unor foițe metalice subțiri sau a unui strat subțire de soluție corosivă, cu ajutorul unui contor cu imersie. Aceasta este cea mai utilizată metodă atît pentru investigarea coroziunii metalice, cît și pentru stabilirea gradului de adsorbție la suprafețele metalelor supuse coroziunii, a unor ioni radioactivi [13]—[17].

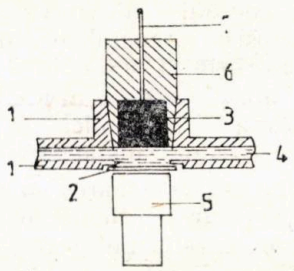


Fig. 2

Acest procedeu general poate fi redat sub forma a două variante:

— Prima variantă, schițată în figura 2, este folosită atît pentru urmărirea desfășurării coroziunii metalului anterior marcat și apoi imersat într-o soluție corosivă nemarcată, cît și pentru evidențierea formării unui strat dublu electric: anion-oxid metalic la suprafața eșantionului, respectiv de data aceasta neactiv, cînd mediul agresiv conține trasori radioactivi.

Un recipient din sticlă (*1*) conține proba metalică (*3*), care se sprijină pe un dispozitiv de închidere din mică (*2*). La baza acestui dispozitiv se află un detector de radiații (*5*). Mediul corosiv (*4*) se află în interiorul vasului de sticlă deasupra eșantionului metalic. Cu ajutorul vidului, soluția corosivă se poate elimina din vasul (*1*) doar atunci cînd se fac măsurătorile de activitate asupra probei metalice. În acest caz, se deschide „fereastra" de mică (*2*), pentru ca radiațiile emise de atomii marcați de pe

eșantionul metalic să intre direct în detectorul (*5*).

Astfel de măsurători de activitate se fac din timp în timp, pentru a se urmări desfășurarea procesului de coroziune.

Dacă mediul corosiv a fost marcat, se poate urmări gradul de reținere (prin adsorbție) a ionilor radioactivi pe zonele mai intens corodate de pe proba metalică (după ce s-a scăzut activitatea datorată adsorbției inițiale a acestor ioni pe suprafața dată).

— În cazul celei de a doua variante, activitatea soluției corosive radioactive (soluție ce se află sub forma unui strat subțire) se măsoară continuu. Dispozitivul experimental, redat în figura 3, conține : celula de reacție din sticlă

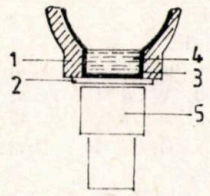


Fig. 3

sau teflon (*1*), dispozitiv de închidere (*2*), electrod metalic neradioactiv (*3*), mediu corosiv radioactiv (*4*), și detector de radiații (*5*).

Cu ajutorul acestei instalații, concomitent cu măsurarea activității rămase pe stratul corosiv subțire, se poate determina și intensitatea curentului electric produs prin coroziunea electrochimică asupra electrodului metalic imersat în acel mediu agresiv.

Această metodă este însă relativ puțin utilizată [18], [19], din cauză că nu se reușește să se evite sau să se diminueze cît mai mult posibil schimbul ionic și schimbul izotopic dintre speciile reținute pe electrodul metalic și cele din mediul corosiv.

Metoda respectivă a fost utilizată în cercetarea adsorbției anionilor de PO_4^{3-} pe suprafața unor probe de fier imersate în soluții apoase neutre, în vederea pasivării acestui metal față de acțiunea corosivă a acelor soluții. În acest scop, ca trasor radioactiv a fost utilizat ^{14}P.

De asemenea, prin măsurători simulate electrochimice și radiochimice, s-a stabilit gradul de adsorbție a unor halogenuri marcate, pe unele metale ca platina și nichelul, de unde s-au tras concluzii importante asupra inhibării procesului de coroziune prin pasivarea acestor probe, precum și asupra declanșării acestui proces, odată cu distrugerea filmelor de oxizi și săruri, cu rol protector, de pe acele suprafețe metalice [20], [22].

Se mai cunosc și alte metode de investigare a coroziunii metalelor utilizînd radiotrasorii, metode ce se bazează pe alte efecte sau proprietăți fizico-chimice ale probelor corodate.

Astfel, din emisia de tritiu sau de gaze nobile radioactive s-a stabilit viteza procesului coroziunii metalelor în anumite condiții experimentale. Tot în acest scop au fost utilizate măsurători de permeabilitate prin membrane poroase a unor atomi marcați sau metoda radioactivității, pentru a se stabili conținutul din metal rămas după acțiunea asupra sa a unui mediu corosiv etc. De asemenea, același proces de coroziune poate fi urmărit în timp, utilizînd fie retrodifuzia, fie transmisia radiațiilor beta prin materialul corodat.

Studiul cineticii reacțiilor de coroziune prin metoda diluției izotopice interne. În urma dizolvării anodice a unui eșantion metalic (de exemplu din oțel) într-un mediu corosiv, în acesta din urmă vor trece ionii metalici respectivi. Dacă mediul corosiv este marcat cu un radioizotop al elementului principal supus coroziunii ,radioizotop ce se află într-o concentrație mult mai mică decît cea a agentului agresiv respectiv, atunci prin trecerea în acel mediu a ionilor neradioactivi de pe eșantionul ce se corodează în timp se va produce o diluție izotopică internă asupra ionilor radioactivi existenți de la început în acel sistem [23]—[25].

Concentrația ionilor radioactivi, în unitatea de volum de soluție corosivă, în fracții molare, va fi :

$$X_{x_{X^{n+}}} = \frac{[^{x}M^{n+}]}{[^{x}M^{n+}] + [M^{n+}]}, \qquad (1)$$

unde prin $[^{x}M^{n+}]$ și $[M^{n+}]$ s-au notat concentrațiile ionilor metalici radioactivi și neradioactivi (izotopi ai elementului dat).

Cum activitatea specifică a soluției radioactive este direct proporțională cu concentrația ionilor radioactivi, ea va fi în același timp invers proporțională cu concentrația ionilor neradioactivi ce au trecut de pe suprafața metalului în soluția corosivă, datorită procesului de coroziune, adică :

$$R\,(\text{puls/min.ml}) = f(X_x\,M^{n+}) = f(1/[M^{n+}], \qquad (2)$$

Datorită faptului că dizolvarea anodică a eșantionului metalic (în medii agresive mai intense) se supune unei reacții de ordinul I :

$$-\ln[M^{n+}] = k\,t, \qquad (3)$$

rezultă că, implicit, este valabilă și relația :

$$-\ln R = k\,t \qquad (4)$$

Prin reprezentarea grafică a acestei expresii, în coordonatele : $\ln R = f(t)$, rezultă o dreaptă din panta căreia se poate calcula constanta vitezei reacției de coroziune, care reprezintă parametrul cinetic de bază în caracterizarea oricărui proces chimic.

În vederea aplicării acestei metode, trebuie să se aibă în atenţie efectuarea unei corecţii datorită dezintegrării radioactive naturale a radionuclidului respectiv.

Luînd în considerare multitudinea de date experimentale şi de studii teoretice referitoare la utilizarea radiotrasorilor în investigarea procesului complex al coroziunii metalelor, se poate afirma că metodele propuse nu sînt cu nimic mai prejos decît cele clasice aplicate în astfel de studii. Metodele cu atomi marcaţi au avantajul că sînt exacte, au un grad mare de finețe şi se pot efectua rapid.

BIBLIOGRAFIE

[1] Thomas, J. G. N. În: Werkst. Korr., R.F.G., 19, 1968, p. 957.

[2] Wormwell, F. şi Thomas, J. G. N. *Use of Radioisotopes in Studies of Passivation and Corrosion.* În: Surface Phenomena of Metals, Soc. Chem. Ind., Monographies, Anglia, nr. 28, 1958 p. 365.

[3] Thomas, J.G.N. În: Korrosion, R.F.G., 21, 1969, p. 162.

[4] Orlowski, O. *Comment vaincre la corrosion métalique.* Paris, Eyrolles, 1973.

[5] Vehlow, J. În: Werkst. Korr, R.F.G., 26, 1975, p. 338.

[6] Reinhard, G. În: Isotopenpraxis, R.D.G., 18, 1982, p. 41 şi p. 157.

[7] Vogg, A., Braun, H., Löffel, R., Lubecki, A., Merz, A., Schmitz, J., Schneider, J. şi Vehlow, J. În: J. Radioanal. Chem., Ungaria, 32, 1976, p. 495.

[8] Brasher, D. M., Kingsbury, A. H. În: Trans. Faraday Soc., Anglia, 54, p. 1214.

[9] Mc. Loren, K. G., Green, J. H. şi Kingsbury, A. H. În: Corros. Sci., Anglia, 1, 1961, p. 161

[10] Dreyer, R. şi Dreyer, I. În: Z. phys. Chem. R.D.G., 228, 1965, p. 177.

[11] Schwabe, K. şi Leonhardt, W. În: Chem Ing. Techn., R.D.G., 38, 9166, p. 55.

[12] Medvedeva, L. A. şi Kolotyrkin J. M. În Jur. Fiz. Khim., U.R.S.S., 31, 1957, p. 2668.

[13] Heusler, K. E. şi Cartledge, G. H. În J. Electrochem. Soc., 108, 1961, p. 732.

[14] Balashova, N.A. şi Kazarinov, K.E. *Use of the Radioactive Tracer Method for the Investigation of the Electric Double—Layer Structure.* În: Electrical Chemistry, edited by A. J. Bord, vol. III, New York Marcel Dekker Inc. 1969, p. 135.

[15] Schwabe, K. În: Chem. Techn., R.D.G., 10, 1958 p. 469.

[16] Schwabe, K. În: Isotopentechnik, R.D.G., 1, 1960, p. 195.

[17] Schwabe, K. În: Electrochim. Acta, Anglia, 9, 1964, p. 991.

[18] Schwabe, K. şi Weissmantel, C. În: Electrochim. Acta, 6, 1962, p. 223.

[19] Kafalas, J. A. şi Gatos, H. C. În: Rev. Sci Instr., Anglia, 29, 1958, p. 47.

[20] Thomas, J. G. N. În: Brit. Corros., Anglia, 1, 1966, p. 156.

[21] Tripathi, K. C. şi Schwabe, K. În: Rev. Chim., R.S.R., 7, 1962, p. 599.

[22] Schwabe, K. şi Schwenke, W. În: Electrochim. Acta, Anglia, 9, 1964, p. 1003.

[23] Cecal, A. I. În: Isotopenpraxis, R.D.G., 17, 1981, p. 328.

[24] Cecal A. I. În: Electrochim. Acta, Anglia, 28, 1983, p. 684.

[25] Cecal, A. I. În: Metalurgia, R.S.R., 1983, p. 190, 233, 396.

REVISTA REVISTELOR

Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 12, 1983

Reducerea pierderilor termice la aglomerare, p. 911 — Deformarea cuvelor convertizoarelor de la oţelăria LWS a Societăţii Sollac şi consecinţele economice, p. 923 — Aspectul termic al utilizării materialelor refractare, p. 935 — — Proiectarea unui sistem de automatizare a răcirii secundare la turnarea continuă, p. 947 — Utilizarea modelelor la optimizarea conducerii laminării la rece pe laminorul tandem, p. 953 — Studiul rezistenţei la coroziune a tablelor cromate din oţel galvanizat. Contribuţia metodelor electrochimice, p. 963 — — Măsurători şi control al calităţii în timpul laminării, p. 977.

Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 2, 1984

Modelarea segregaţiei granulometrice în timpul încărcării liniilor de aglomerare, p. 89 — Utilizarea sondei de taluzare în interiorul furnalului. Experienţe franceze, p. 101 — Turnarea continuă la societatea Usinor—Longwy, p. 109 — Utilizarea modelelor matematice la punerea la punct a laminării la temperatură controlată a grinzilor, p. 127 — Studiul teoretic şi experimental al lubrifierii la laminarea la cald a produselor lungi, p. 135 — Teste electrochimice de caracterizare a susceptibilităţii la coroziune a tablelor subţiri pretratate în vederea aplicării unui lac protector, p. 151 — Varianta metodei Renault-Mathon pentru estimarea prelucrabilităţii, p. 161.

Dr. ing. I. Ripoşan
Institutul politehnic — Bucureşti

Apariţia şi perfecţionarea fontelor modificate, evenimente deosebite ale secolului XX

CZ : 669.131.622

Începuturile utilizării fierului

Fierul, ca material pentru turnarea pieselor, este utilizat de aproape 4 000 de ani, începuturile producerii sale fiind semnalate în Asia [1].

Pe la mijlocul mileniului al 2-lea î.e.n., pe podişul Asiei Mici, hitiţii stăpîneau o serie de metode de obţinere a fierului din minereu şi de prelucrare a lui, creînd astfel o metalurgie a fierului, pe care o transmit apoi popoarelor din Orientul Apropiat şi din Europa [2].

În antichitate, o serie de popoare, cum ar fi sumerienii, babilonienii şi în special asirienii produc piese din fier, semnalări ale acestei tehnici datînd de pe la 1500 î.e.n. [1].

O dezvoltare deosebită a metodelor de obţinere a fierului este realizată în China, în secolul X î.e.n., remarcîndu-se tehnologia bazată pe reducerea minereurilor bogate în oxizi de fier şi fosfor (7%) de către cărbunele de lemn (mangal). În aceste condiţii este asigurată o fluiditate ridicată, deci proprietăţi de turnare mai bune, fiind obţinute piese cu înălţimea de circa 2 000 mm, grosimi pînă la 500 mm şi greutăţi pînă la 500 kg.

În Europa, tehnica producerii fierului ajunge mai tîrziu, grecii de exemplu cunosc şi produc fierul de pe la 1200 î.e.n. Semnalări ale utilizării fierului datează de la Aristotel şi Plinius, precum şi de la istoricul grec Pauzanias (180 e.n.). Acesta din urmă prezintă realizările sculptorului Teodor din Samos (anul 130), care utilizează fierul, material folosit în Grecia antică [1].

Pe teritoriul ţării noastre, primele obiecte de fier produse de către localnici datează de pe la 800—700 î.e.n., tehnologia pătrunzînd pe calea balcano-ilirică, metalurgia fierului fiind favorizată în mod deosebit de către prezenţa în subsol a minereurilor bogate în fier, precum şi a lemnului de calitate, pentru realizarea mangalului [2].

Metalurgia fierului cunoaşte o dezvoltare deosebită în perioada statului dac al lui Burebista şi Decebal, precum şi în perioada ce urmează ocupării Daciei de către romani.

Fonta turnată în secolele XI—XVII

Începutul mileniului 2 este caracterizat de o atenţie sporită acordată aliajelor feroase, dar în secolele XI—XIII fonta este considerată încă un material scump, secolul XIV constituind o adevărată „renaştere" a utilizării fontei, în special datorită spiritului militar ce animă această epocă.

Fonta este utilizată la turnarea ţevilor de tun, a ghiulelelor, a clopotelor şi obiectelor casnice, a ornamentelor, a tuburilor de canalizare şi a diverselor obiecte ce intră în armarea corăbiilor.

Există semnalări ale utilizării fontei pe scară largă în secolul XIV, într-o serie de ţări cum ar fi Belgia (1380), provinciile germane (1372), Franţa (1400) etc. În secolele XV—XVIII, practic în toate ţările europene (ţările române nefăcînd excepţie de la aceasta) fonta devine un material de bază pentru turnarea pieselor utilizate în mediul casnic, în transporturi şi cu scop militar, precum şi în componenţa maşinilor şi utilajelor ce apar şi se diversifică tot mai mult.

Baza producţiei de piese turnate în această perioadă o constituie fonta cenuşie cu grafit lamelar, caracterizată însă prin proprietăţi mecanice scăzute, datorită în principal condiţiilor de elaborare.

Obţinerea fontei se realizează practic după acelaşi principiu, folosit şi de hitiţi în mileniul 2 î.e.n., respectiv prin reducerea minereului de fier cu mangal.

În perioada de început a producerii fontei (mileniul 2 î.e.n.—mileniul 1), erau utilizate cuptoare mici, în care se realiza reducerea oxizilor de fier, topitura rezultată fiind turnată în tipare sau sub formă de lupe, ce erau apoi prelucrate.

În secolul XIV, creşterea producţiei de fontă este posibilă datorită trecerii de la cuptoarele mici, producătoare în principal de lupe, la cuptoarele verticale tip cuvă, respectiv *la furnale*. Aceste agregate de elaborare a fontei sînt amplasate în zonele bogate în minereuri de fier, cu conţinut ridicat în oxizi de fier, pe malul unor ape curgătoare, a căror forţă era utilizată în mare măsură.

Furnalele datînd din secolul XIV funcţionau cu cărbune de lemn (mangal), aerul de combustie fiind asigurat de „foale", acţionate manual sau prin forţa animalelor şi apei, din care cauză erau şi de dimensiuni scăzute.

Utilizarea fontei în secolele XVIII—XIX

Secolul XVIII constituie o perioadă deosebită în perfecționarea furnalului, ca agregat de elaborare, datorită înlocuirii mangalului cu cocs (Anglia, 1735, Abraham Darby) și mai ales prin utilizarea (1762) a mașinilor cu aburi la alimentarea cu aer, cele două evenimente contribuind la apariția furnalelor înalte (30 m) de mare productivitate.

Fonta produsă de către aceste furnale era folosită direct la turnarea unor piese.

La sfîrșitul acestui secol (1794), I. Wilkinson, considerat a fi pionierul turnării fontei în Anglia, prezintă un brevet, prin care propune un cuptor de producere a fontei lichide, destinat exclusiv turnării pieselor, cu înălțimea de maximum 3 m (față de 20—30 m cît au atins furnalele), bazat însă tot pe reducerea minereului de fier.

În anul 1824, tot în Anglia se prezintă un agregat de elaborare pe bază de cocs, ce obține fontă destinată turnării pieselor, dar, datorită anumitor greutăți, acest tip de cuptor nu a fost utilizat.

Dacă anul 1794 este considerat a fi anul de naștere a agregatelor de elaborare a fontei în turnătorii, deci cu destinație exclusivă pentru producerea pieselor, anul *1858* constituie începuturile agregatelor de obținere a fontelor de a doua fuziune, respectiv a *cubilourilor*. În acest an, englezul D. Ireland prezintă un brevet de cubilou, cu un profil și mod de funcționare foarte asemănătoare celor actuale, ce funcționează pe bază de cocs și care utilizează ca încărcătură metalică fonta produsă în furnal.

Trecerea de la fonta de primă fuziune (de furnal) la cea de a doua fuziune (de cubilou) a constituit un pas însemnat în ceea ce privește îmbunătățirea calității, respectiv a creșterii valorilor caracteristicilor fizico-mecanice, ceea ce a constituit un impuls deosebit în dezvoltarea producției de mașini și utilaje.

Fonta de turnătorie a secolului XIX, produsă în cubilou pe bază de fontă de furnal, este caracterizată însă printr-un grad de saturație în carbon ridicat, fiind hipereutectică și grad de supraîncălzire redus, din care cauză rezistența la tracțiune nu depășește 200 N/mm² pînă la sfîrșitul acestui secol (fig. 1).

Preocupări în direcția îmbunătățirii calității fontelor, în special în ceea ce privește tenacitatea, se remarcă încă din secolul XVIII.

Astfel, în anul 1722, în Franța, Rene Antoine Ferchault de Reamur prezintă „Arta recoacerii fierului turnat sau arta obținerii pieselor de fier turnat cu aceleași proprietăți ca și cel forjat", respectiv pune bazele producerii primei categorii de fonte cu capacitate de deformare, cunoscute apoi sub denumirea de „fonte maleabile" sau chiar „fonte forjabile" (U.R.S.S.).

Acest procedeu de obținere a fontelor maleabile, cunoscut sub denumirea de „proceedeul european", se bazează pe turnarea pieselor din fontă albă supuse apoi unui tratament termic, în mediu oxidant (minereu de fier). Producerea la scară industrială a pieselor din fontă maleabilă începe în cea de a doua jumătate a secolului XVIII.

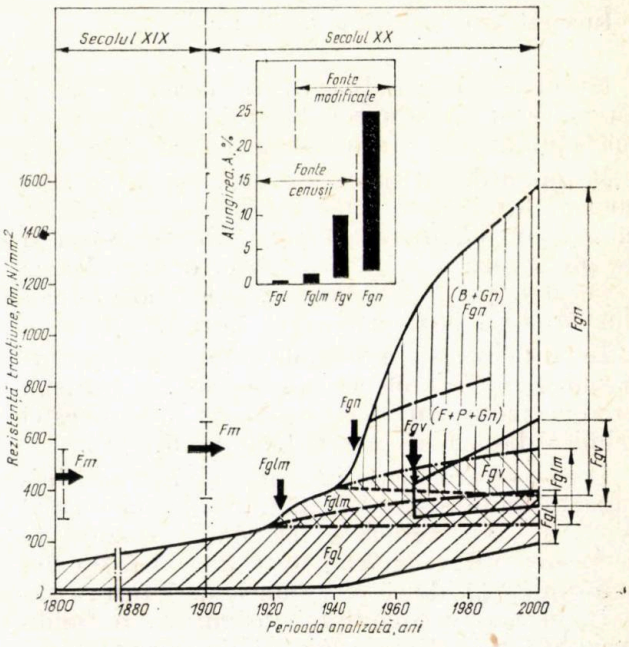


Fig. 1. Evoluția fontelor în secolele XIX—XX

În secolul următor (XIX), producția de fontă maleabilă este mărită, ca urmare a stabilirii în S.U.A. a unei noi tehnologii de obținere (procedeul american), bazată pe un tratament termic al pieselor din fontă albă în mediu neoxidant. Perfecționarea agregatelor de elaborare a făcut posibilă obținerea unor fonte cu carbon mai scăzut (sub 3%), astfel că nu mai este necesară oxidarea acestuia în timpul procesului de grafitizare.

Secolul al XIX-lea este caracterizat printr-o producție, la scară industrială, de piese din fontă maleabilă, cerute tot mai insistent de industria constructoare de mașini în continuă expansiune. Tehnologia greoaie de obținere a acestor piese (peste 100 h tratament termic), consumul mare de energie, productivitatea scăzută, precum și limitele de ordin dimensional nu satisfac însă cererea tot mai mare de piese din fontă de calitate.

Secolul XX, un salt calitativ în domeniul fontei de turnătorie

Secolul XX debutează deci cu existența a două tipuri de fonte de turnătorie, respectiv fonta cenușie, cu grafit lamelar, de joasă rezistență (sub 200 N/mm²) și fonta maleabilă, carac-

terizată prin valori ale rezistenței (peste 300 N/mm²) și alungirii (2—10%), de fapt prima categorie de fontă cu proprietăți de plasticitate și tenacitate, dar obținute prin tratament termic și nu direct din turnare.

Datorită acestei situații, încă de la începutul secolului XX sînt întreprinse acțiuni în vederea îmbunătățirii calității fontei lichide, astfel încît să se obțină caracteristici mecanice ridicate încă din turnare. Aceste acțiuni sînt favorizate de către perfecționarea tehnologiilor de elaborare, atît în ceea ce privește încărcătura metalică (scăderea ponderii fontei de furnal, utilizarea feroaliajelor, deci a elementelor de aliere), cît și intensificarea proceselor din cubilou și utilizarea cuptoarelor cu flacără, ce permit reducerea gradului de saturație în carbon al fontei.

Micșorarea gradului de saturație în carbon și creșterea celui de puritate, prelucrarea termică a fontei lichide în agregatul de elaborare sau în sisteme duplex (triplex), alierea, prelucrarea prin metode fizico-mecanice etc. au condus la o îmbunătățire continuă a calității fontei, ridicîndu-se atît limita inferioară a rezistenței admise (în prezent peste 100 N/mm²), cît și a performanțelor atinse (peste 300 N/mm²) (fig. 1).

Utilizarea pe scară largă a cuptoarelor electrice și în special a celor cu încălzire prin inducție, realizare remarcabilă a celei de a doua jumătăți a secolului XX, a creat condițiile obținerii unor fonte de calitate.

Momente cu adevărat remarcabile le-au constituit însă cele care au condus la dirijarea proceselor de formare și creștere a germenilor de grafitizare, ce au culminat cu realizarea compactizării maxim posibile ale acestui constituent, fenomene reunite sub denumirea de *modificare a fontei*. În urma acestui tratament aplicat fontei lichide, au fost obținute diferite forme de grafit, cu o acțiune de concentrare a tensiunilor mai scăzută, ceea ce a avut un efect deosebit asupra caracteristicilor de rezistență, plasticitate, tenacitate (fig. 1).

Fonte cenușii, cu grafit lamelar modificat (*Fglm*). Un moment remarcabil îl constituie apariția *fontelor cu grafit lamelar modificate* (*Fglm*), în anii '20, începuturile producției acestor fonte fiind semnalate în S.U.A. În anul 1922, americanul A. F. Meehana obține un brevet (S.U.A.) de fabricare a fontelor modificate, la care se realizează caracteristici mecanice ridicate [6].

În scurt timp, modificarea fontelor, respectiv dirijarea procesului de cristalizare prin crearea de germeni de grafitizare constituie o cale importantă de obținere a fontelor cenușii, deci cu grafit lamelar, cu rezistență ridicată (peste 200 N/mm²).

În cei 60 de ani de existență a acestor fonte au fost aduse o serie de contribuții la elucidarea efectului modificator, la găsirea unor elemente modificatoare și a unor tehnologii de modificare, ceea ce a făcut posibilă obținerea unor fonte cenușii cu rezistența peste 500 N/mm².

Investigațiile întreprinse în vederea stabilirii structurii, respectiv a particularităților fontei lichide au contribuit în mare măsură la îmbunătățirea calității fontelor cenușii modificate. În prezent, fonta lichidă este caracterizată ca un sistem coloidal, constituit dintr-o soluție Fe—C (1—2%C), ce conține, ca faze disperse, separări remanente de grafit, submicroscopice (10^{-3}—10^{-3} mm). Supraîncălzirea topiturii determină dizolvarea grafitului remanent, astfel că fonta lichidă își schimbă caracterul trecînd de la o soluție coloidală la o soluție ideală Fe—C, în care este posibilă existența unor grupări de atomi de carbon (clasteri), fără însă ca acestea să mai posede limite propriu-zise cu topitura [15].

Pentru fontele uzuale elaborate în agregatele existente la ora actuală în turnătorii, domeniul de tranziție între cele două tipuri de soluții este 1 410—1 450°C.

Fonte cu grafit lamelar modificate, cu caracteristici superioare, se obțin în prezent ca urmare a supraîncălzirii și menținerii fontei lichide la temperaturi superioare domeniului de tranziție (în general peste 1 450°C), modificarea avînd loc apoi la temperaturi cuprinse în acest domeniu (1 400—1 450°C).

Utilizarea cuptoarelor electrice, în special a celor cu inducție, care favorizează aplicarea acestui regim termic, a condus la un salt important, atît cantitativ, cît și calitativ, în producția de fontă cu grafit lamelar modificat (Fc 200—Fc 400).

Preocupări susținute au existat și în direcția definirii mecanismului procesului de grafitizare, a acțiunii tratamentului de modificare. Cercetările întreprinse pînă în prezent explică acțiunea modificatoare, prin creare de germeni de grafitizare, de dimensiuni scăzute, în număr mare și uniform repartizați, într-o topitură lipsită de germeni proprii, datorită supraîncălzirii peste domeniul critic al schimbării caracterului soluției lichide. Germenii nou creați sînt constituiți din combinațiile chimice ale elementelor modificatoare cu cele prezente în fonta lichidă (O, S, N, C), cea mai mare probabilitate de a constitui germeni de grafitizare avînd-o combinațiile: BN, AlN, CaO, ZrS_2, TiS, Al_2O_3, BaS, Ba_2O_2, CaC_2, CaS, carbonitruri, oxisulfurile lantanidelor.

Toate aceste rezultate au condus la perfecționarea continuă a modificatorilor și tehnologiilor de modificare, precum și la controlul efectului modificator.

În prezent, marea diversitate a modificatorilor utilizați poate fi redusă la cîteva grupe mai importante, bazate pe existența unui număr

relativ restrîns de elemente: Ca, Ba, **Sr, Zr,** Ce (P.R), Mg, Al, Ti, C. Principalele grupe de modificatori sînt deci următoarele: *1* — FeSi75 (0,5—3,0% Ca; 0,1—2,5% Al; urme de Sr, Zr etc.); *2* — FeSi cu adaosuri de elemente active, cum ar fi: 2—6% Ba, 0,5—2% Sr, 3—6% Ca, 2—3% Al, 0,1—2% Zr, 0,5—10% Ti, 1—5% C; *3* — modificatori cu conținut ridicat de calciu (6—31% Ca), ce mai pot conține Al, Ba, Zr, Mg, C; *4* — modificatori cu conținut ridicat de bariu (10—35% Ba); *5* — modificatori cu conținut de pămînturi rare; *6* — modificatori cu conținut de elemente perlitizante (Mn, Cr, Sn, Cu); *7* — modificatori cu carbon ridicat (20—50% C).

Fonta cu grafit nodular (sferoidal). Necesitățile tot mai mari de piese turnate din fontă cu caracteristici mecanice superioare, în special în ceea ce privește tenacitatea, au impus intensificarea preocupărilor în direcția obținerii unor forme compacte de grafit (nodular) direct din turnare, fără să se mai apeleze deci la recoacerea grafitizantă a fontelor albe.

În perioada 1935—1936, la Technische Hochschule din Aachen, un colectiv de cercetători germani, conduși de E. Scheil obțin noduli de grafit, ca urmare a menținerii unor cantități mici de fontă în contact cu o zgură cu bazicitate ridicată.

În anul 1942, firma americană International Nickel Company utilizează magneziu la dezoxidarea fontei, astfel că în 1943 anunță obținerea unor fonte cu rezistența la tracțiune $R_m = 780$ N/mm², ca urmare a „dezoxidării" cu un prealiaj din sistemul Cu—Ni—Mg.

Imediat după cel de al doilea război mondial, se intensifică preocupările în vederea obținerii formelor nodulare de grafit direct din turnare și nu prin maleabilizare.

Aproape simultan, în mai multe țări sînt anunțate rezultate notabile în ceea ce privește realizarea grafitului nodular.

În Anglia, Meanwhile, Morrogh și Williams au obținut o structură complet nodulară, ca urmare a unor adaosuri de Mg sau Ce în aliaje Ni—C și Fe—Ni—C. Primele rezultate sînt anunțate în anul 1947, pentru ca un an mai tîrziu, în 1948, să publice o lucrare, în care se arată obținerea unor „fonte maleabile în stare turnată" (Fgn de azi), prin adaos de ceriu în fonte cenușii hipereutectice [7]—[9].

În S.U.A., firma International Nickel Company continuă investigațiile în ceea ce privește tratarea fontelor cu magneziu, astfel că în anul 1948, Millis și Gagnebin, de la această firmă, înregistrează primul brevet de fabricație a fontelor cu grafit nodular, bazat pe un procedeu stabil, ce presupune adaosuri de magneziu ($Mg_{rem} = 0{,}04\%$), în cazul unor fonte cu S < < 0,015%. Autorii respectivi prezintă fonta cu grafit nodular ca un nou material pentru construcția de mașini, prevăzînd succesul de care se va bucura în scurt timp [7]—[10].

Perioada 1949—1950 este caracterizată și în alte țări ale lumii, cum ar fi U.R.S.S., Polonia etc., de preocupări intense în vederea obținerii pieselor turnate din fontă cu grafit nodular.

R. S. România face parte din prima grupă de țări, cu preocupări susținute în ceea ce privește asimilarea fontei cu grafit nodular, primele piese turnate din această fontă datînd din anii 1949—1950 [11]. Activitatea de pionierat desfășurată la Întreprinderile „Semănătoarea"—București, „1 Mai"—Ploiești, U.C.M. Reșița etc. a contribuit în mare măsură la elucidarea multor aspecte ale producerii acestui nou material de turnare.

Un moment deosebit în istoria Fgn îl constituie apariția primelor monografii dedicate acestui material, la loc de cinste situîndu-se lucrarea lui K. I. Vascenko și L. Sofroni, publicată în R.S.R. în 1957 [12]. H. Morrogh, în anul 1977, cu ocazia împlinirii a 75 de ani de existență a prestigiosului Foundry Trade Journal (Anglia), rememorează istoria Fgn, subliniind faptul că o sinteză a tehnologiilor de fabricare a acestei fonte este prezentată de către Vascenko și Sofroni, în R. S. România, în anul 1957 [7].

Caracteristicile mecanice ale fontelor cu grafit nodular au fost în continuă îmbunătățire (fig. 1). Dacă în primii ani de utilizare, respectiv 1954, caracteristicile mecance obținute corespund mărcilor Fgn 400—10...Fgn 700—2, după 1970 sînt realizate salturi spectaculoase, atît în ceea ce privește plasticitatea, cît și rezistența (fig. 2).

Utilizarea fontelor de înaltă puritate, precum și a unor modificatori cu eficacitate ridicată au permis obținerea unor structuri feritice, la care grafitul prezintă compactitatea maximă, ceea ce asigură realizarea unor alungiri de minimum 17%. Alierea (Ni, Mo, W), precum și

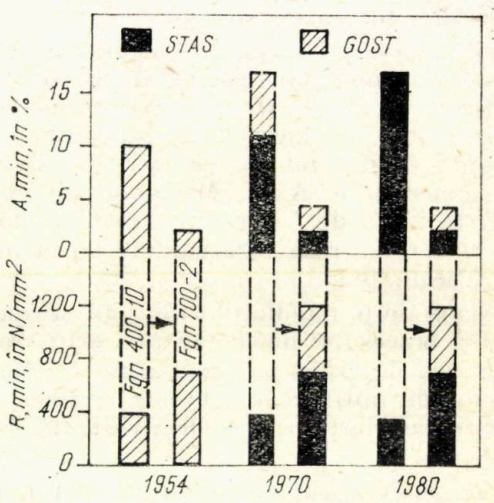


Fig. 2. Evoluția mărcilor de fontă cu grafit nodular

aplicarea unor tratamente termice, de tipul călirilor izoterme în băi de săruri, au condus la obținerea unor structuri bainitice, ce asigură realizarea unor rezistențe la tracțiune de peste 1 000 N/mm^2. Într-o serie de țări sînt standardizate fonte cu grafit nodular cu rezistențe ridicate, ca de exemplu în U.R.S.S. pînă la Fgn 1200—4.

Caracteristicile mecanice deosebite ale acestor fonte au făcut ca într-o serie de țări să se utilizeze denumiri care să sugereze acest lucru, ca de exemplu „fonte de înaltă rezistență" (U.R.S.S.), „fonte ductile" (Anglia, S.U.A.).

În ceea ce privește obținerea fontelor cu grafit nodular, au fost realizate succese remarcabile, în prezent fiind utilizat un număr mare de tehnologii.

Magneziul continuă să rămînă elementul modificator principal în vederea obținerii grafitului nodular, utilizat în stare metalică sau înglobat în prealiaje (modificatori).

Pornind de la utilizarea „clopotului de modificare", tehnologiile de tratare a fontei au fost perfecționate continuu, ajungîndu-se la obținerea unor grade ridicate de asimilare a magneziului, precum și a unor condiții de lucru mai bune (tab. 1).

În prezent, se remarcă mai multe tendințe în ceea ce privește tehnologiile de modificare:

— perfecționarea tehnologiilor bazate pe utilizarea magneziului metalic;

— extinderea aplicării tehnologiilor de modificare în formă;

— utilizarea oalelor de modificare închise (cu capac).

În ceea ce privește modificatorii, cea mai largă utilizare o au cei pe bază de siliciu, din sistemul FeSiCaMg(5—15% Mg, 40—60% Si), rezultate bune obținîndu-se în cazul în care aceștia conțin și cantități mici de ceriu (0,1—2,5% Ce). Încă din anul 1952, BCIRA (Anglia) evidențiază rolul elementelor din grupa pămînturilor rare în ceea ce privește anihilarea acțiunii elementelor antimodificatoare, favorizînd deci obținerea unor separări de grafit cu compactitate ridicată.

Un rol deosebit în ceea ce privește extinderea producției de fontă cu grafit nodular l-a avut perfecționarea tehnologiei de postmodificare, respectiv modificarea grafitizantă ce urmează după tratamentul cu magneziu (modificarea nodulizantă). Deceniul 1960—1970 se remarcă prin acțiuni susținute în acest sens, astfel că în prezent, dubla modificare a fontei permite obținerea unor structuri fără cementită liberă, cu un grad avansat de finisare a grafitului, eliminîndu-se în acest mod necesitatea aplicării tratamentului termic. În mod uzual, postmodificarea fontei se realizează cu ajutorul FeSi75, precum și cu modificatori complecși.

În R. S. România ,producția de fontă cu grafit nodular se bazează pe modificatorii tip

Tabelul 1

Tehnologiile de obținere a fontelor cu grafit nodular

Nr. crt.	Tehnologia de modificare	Caracteristici
A. Utilizarea magneziului metalic		
1	Clopot de modificare	A_{Mg} = 5—25%; S ⩽ 0,15%
2	Autoclave	Oale sub presiune (4—6 at), cu capacitatea pînă la 20 t; A_{Mg} ~ 70%; S ⩽ 0,15%
3	Pulbere de Mg, introdusă cu un gaz sub presiune	Amestec (1/3 Mg+2/3 $CaCO_3$); gaz purtător—N_2, Ar, aer comprimat, A_{Mg} ⩽ 50%; S ⩽ 0,15%
4	Convertizor Fisher	Capacitate: 0,5—5,0 t; A_{Mg} = 45—60%; S < 0,15%
5	T — Nock	Dozare Mg publere printr-o țeavă, ce pătrunde în jetul de fontă, din pîlnia de turnare A_{Mg} = = 50—80%
6	CQ (Controlled Quality Inoculation Process)	Sîrmă de Mg, introdusă în pîlnia de turnare, cu viteză, concomitent cu fonta
7	Mag — Coke	Cocs impregnat cu magneziu (43—45% Mg) introdus în fontă cu clopotul sau în oale rotative cu buzunar; A_{Mg} ~ 50%; S ⩽ 0,15%
8	MAP	Mg granular, în înveliș de material refractar; A_{Mg}=30—60%; S⩽0,05%
9	Elmag (modificare în formă)	Amestec (Mg + FeSi), introdus în rețeaua de turnare; A_{Mg} = 70—80% S ⩽ 0,02%
10	De flake	Brichete din șpan de oțel, cu 20—25% Mg
B. *Utilizarea modificatorilor cu magneziu*		
1	Sandwich (Oală de buzunar)	Oale de modificare (H/D = 2,0—2,5), cu buzunar în zidăria vetrei, pentru modificator, protejat cu tablă, plasă de sîrmă etc. A_{Mg} = 35—90%; S⩽0,05%
2	Trigger	Variantă Sandwich; Modificator acoperit cu un strat de CaC_2
3	Tundish-Cover	Variantă Sandwich; oala de modificare prevăzută cu un capac (bazin), prin care se toarnă fonta; se reduce poluarea; A_{Mg}=60%
4	Tea-Pot	Variantă Sandwich; oala de modificare prevăzută cu un capac simplu, fonta fiind turnată în oală prin sifon
5	Foltret	Fonta lichidă parcurge sistemul: oală-rețea cu modificator (în miezuri) oală de turnare-formă
6	In Mold (modificare în formă)	Modificator introdus în rețeaua de turnare, într-o cameră de reacție; A_{Mg} = 80—85%; S ⩽ 0,02%

Nodulin, caracterizaţi prin STAS 11240—79, postmodificarea avînd loc cu FeSi75 sau modificatori tip Modifin, caracterizaţi prin acelaşi STAS.

Deşi R. S. România se numără printre primele ţări cu preocupări susţinute în ceea ce priveşte asimilarea Fgn, o serie de factori, obiectivi şi subiectivi, au frînat dezvoltarea impetuoasă a Fgn, caracteristică multor ţări.

În deceniul 1970—1980, deşi în marea majoritate a ţărilor industrializate producţia totală de piese turnate din aliaje feroase a scăzut, producţia de fontă cu grafit nodular a cunoscut o creşterea deosebită (fig. 3).

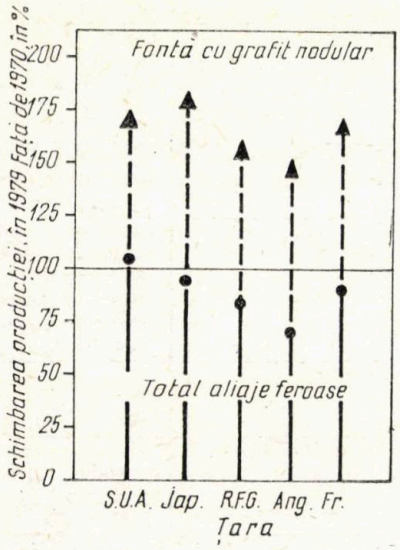


Fig. 3. Schimbările ce au avut loc în producţia de aliaje feroase şi fontă cu grafit nodular, în 1979 faţă de 1970, în cîteva ţări

În R. S. România, producerea fontei cu grafit nodular a fost limitată, în principal, de prezenţa, în turnătorii, a cubilourilor, incapabile să asigure conţinuturi scăzute de sulf, precum şi de către absenţa unei baze industriale reale de producere a modificatorilor şi de către un control scăzut asupra calităţii materiilor prime.

În prezent, cuptoarele electrice existente în turnătorii asigură obţinerea unei fonte de calitate, din punct de vedere chimic şi al regimului termic, iar producătorii de modificatori pot realiza un control mai riguros asupra calităţii acestor materiale, deosebit de importante în producţia de Fgn.

Se consideră însă că mai există o serie de probleme, a căror rezolvare se impune de urgenţă, pentru a asigura condiţiile obţinerii, într-un timp scurt, a unei producţii de Fgn, la nivelul cerinţelor (cele 60 000 t obţinute în anul 1982, respectiv 4,6% fiind cu totul nesatisfăcătoare):

— perfecţionarea tehnologiei de modificare în oală (Sandwich), care să asigure reducerea gradului de poluare şi mărirea randamentului de asimilare a magneziului, concomitent cu reducerea cazurilor de modificare insuficientă a fontei;

— realizarea unor sisteme de control, rapide şi sigure, al gradului de compactizare a grafitului;

— extinderea aplicării tehnologiei de modificare în formă a fontei;

— realizarea unei producţii ritmice şi sigure de modificatori care să garanteze calitatea acestora din punct de vedere al compoziţiei chimice, granulaţiei, cantităţii de zgură etc.;

— perfecţionarea tehnologiilor de desulfurare a fontei, în special în afara agregatului de elaborare.

Fonte cu grafit vermicular (compact). Încă din anul 1948, producţia de fontă cu grafit nodular a semnalat apariţia în structura acestor fonte a unor forme de grafit cu compactitate scăzută, considerate ca fiind degenerate, cvasilamelare, nedorite. De regulă, apariţia lor era semnalată în cazul unor cantităţi insuficiente de element modificator (Mg sau Ce), ca urmare a unei durate mari de menţinere după modificare sau în piesele cu pereţi groşi.

În anul 1955, Estes şi Schneidewind semnalează obţinerea unor fonte cenuşii de înaltă rezistenţă, prin modificarea cu 0,02% Ce (0,0126% Ce_{rem}) sau prin utilizarea unor combinaţii Mg-P.R [16].

C. K. Donoho propune, în anul 1961, denumirea de „grafit vermicular" pentru separările cvasilamelare prezente în structura fontelor cu grafit nodular, termen preluat de către American Foundryman Society (AFS), în anul 1962, în lucrarea „Microstructures of Ductile Iron".

Denumirea de „grafit vermicular" este preluată de R. D. Schelleng, care în anul 1966 prezintă un brevet de fabricare controlată a fontelor cu aceste forme intermediare de grafit, prin modificarea cu cantităţi scăzute de Ce (P.R), punînd astfel bazele unui nou tip de fontă [17]. Perioada 1965—1966 este considerată ca fiind începutul producţiei controlate de *fontă cu grafit vermicular* (Fgv).

În perioada 1966—1968, în U.R.S.S., N. A. Voronova şi colab. semnalează o producţie de lingotiere din Fgv, prin modificarea cu ceriu [18].

Anul 1966 constituie începutul producţiei de Fgv şi în R. P. Chineză, tot pe baza pămînturilor rare (P.R) [19].

În anul 1968, firma Steyr-Daimler-Puch, Austria, produce din Fgv feritică, modificată cu mischmetall, piese pentru tractoare [20].

După anul 1968, preocupările în direcţia producerii şi definitivării fontelor cu grafit vermicular se intensifică, urmărindu-se în mod deosebit clarificarea caracteristicilor diferite-

lor forme intermediare de grafit, prezente în structură.

În Anglia, G. N. Gilbert și M. G. Day utilizează, în 1969, denumirea de grafit vermicular pentru grafitul sub formă de filamente fine, asemănător ca dimensiuni cu cel de tip D, dar obținut în fontele cu sulf foarte scăzut (sub 0,002%) sau în fontele pure din sistemul Fe—C—Si, topite în vid [16].

Benno de Lux și colab., analizînd configurația spațială a acestor forme de grafit la măriri mari (4000 : 1), introduc denumirea de *„grafit coral"*, larg acceptată ulterior [21].

E. Campomanes și R. Goller obțin, industrial, fonte cu grafit coral prin solidificarea unor fonte cu $S < 0{,}02\%$ în forme de grafit (viteză de răcire foarte mare) sau chiar în amestec de formare, dar prin adaosuri de 0,3—0,5% Zr [22].

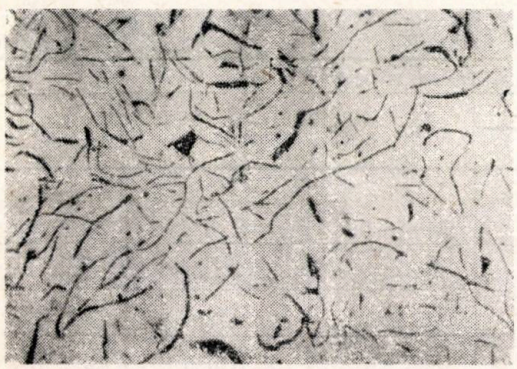
În vederea diferențierii grafitului fin , din fontele cu sulf foarte scăzut, solidificate la o viteză de răcire ridicată de separările „cvasilamelare" apărute în urma modificării cu Mg, Ce, La, Y etc., British Cast Iron Research Association (BCIRA) din Anglia propune denumirea „vermicular" pentru primul caz și cea de „compact" pentru cel de al doilea caz, termen preluat apoi și de către S.U.A. (1974).

Un rol important în definirea acestor fonte îl are Comisia de specialitate 7.6 (Fonte cu grafit compact) a Congresului International de Turnătorie (CIATF), înființată în anul 1977, din anul 1978 făcînd parte și R. S. România.

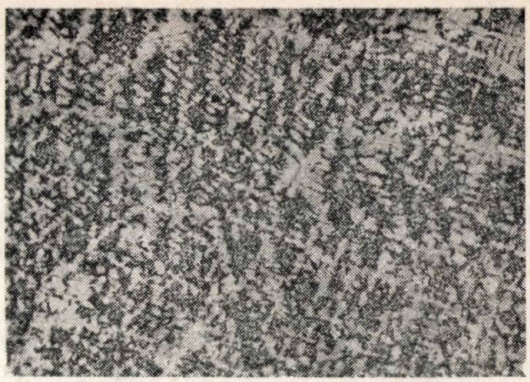
Ca rezultat al preocupărilor acestei comisii, în prezent sînt definite cele două forme intermediare de grafit, adoptîndu-se denumirea de „coral" și „vermicular/compact". În general, se utilizează, pentru cel de al doilea caz atît denumirile separate (vermicular sau compact), cît și împreună (în baza recomandărilor comisiei), respectiv vermicular/compact.

În figura 4 sînt prezentate principalele forme de grafit, prezente în fontele modificate.

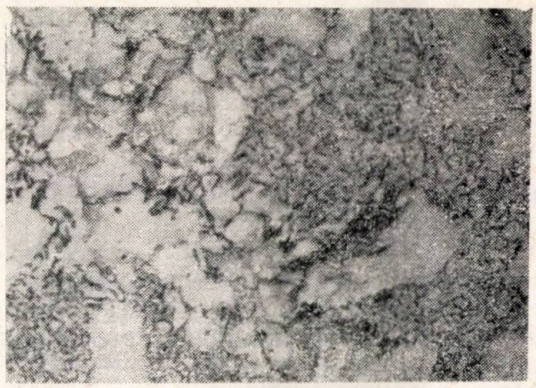
Loper C. R. și colab. prezintă caracteristicile principalelor forme de grafit, apărute în structura fontei sub acțiunea vitezei de răcire și a elementelor modificatoare [23].



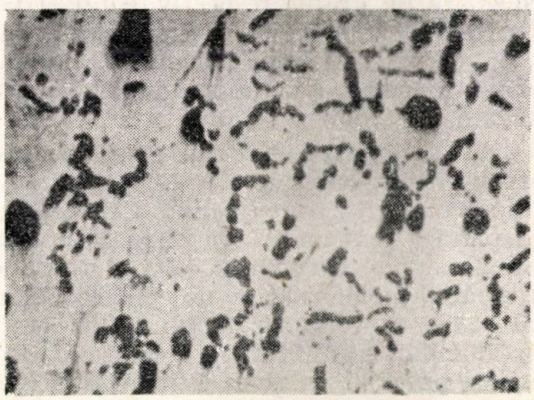
a



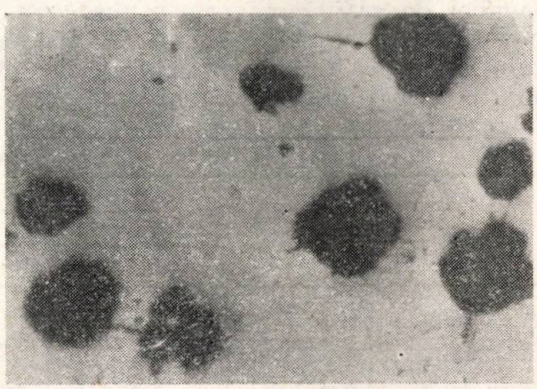
b



c



d



e

Fig. 4. Forme tipice de grafit, după datele autorului : *a — grafit lamelar ; b — grafit de subrăcire, tip D ; c —grafit coral ; d— grafit vermicular ; e — grafit nodular* (*a, b, d, e — 100 : 1 ; c — 200 : 1*)

Grafitul lamelar (tip A) reprezintă monocristale, cu asperităţi, mici ramificaţii, încovoieri în jurul planului bazal, creşterea avînd loc după mecanismul elicoidal.

Grafitul interdendritic, de subrăcire, tip D, de dimensiuni foarte scăzute (sub 20 μm), este mai ramificat decît cel de tip A, dar se prezintă totuşi ca separări individuale. Trecerea de la grafitul A → D are loc la mărirea vitezei de răcire.

Grafitul tip „coral" se prezintă ca bare cilindrice ramificate, legături multiple între ele (interconectate), fapt ce i-a adus şi denumirea actuală.

Grafitul vermicular (Gv) apare ca un agregat de cristale (asemănător Gn), dar cu orientări diferite ale planelor bazale ale reţelei cristalografice: apropiat de o dispunere concentrică (asemănător Gn), dar cu o creştere preferenţială în lungul planului bazal.

În centrul termic al pieselor din Fgn, în special la grosimi de perete mai mari, apar separări de grafit de dimensiuni mici, apropiate de cel de tip D, dar cu o structură identică cu a celui nodular, apărînd ca „bucăţi", din care cauză este cunoscut sub denumirea „chunky graphit".

În prezent, se acceptă existenţa a două forme intermediare de grafit, respectiv coral şi vermicular/compact, precum şi a grafitului „chunky", alături de alte forme degenerate, apărute de regulă ca urmare a acţiunii elementelor antimodificatoare.

Încă de la apariţia fontelor cu grafit nodular, a fost urmărită găsirea unei explicaţii a mecanismului compactizării grafitului. Cei 35 de ani de existenţă a Fgn nu au reuşit însă să aducă o ipoteză unanim acceptată, care să răspundă tuturor problemelor ridicate de complexul proces al realizării formelor nodulare de grafit. În cursul anilor, au apărut ipoteze care încercau să explice procesul de compactizare a grafitului pe seama unor caracteristici particulare ale germenilor de grafitizare, prin schimbarea valorilor tensiunii superficiale, prin difuzia carbonului în bulele de element modificator, prin acţiunea asupra grafitului remanent etc.

Realizările ultimului deceniu, în ceea ce priveşte determinarea valorilor tensiunii interfazice grafit-fontă lichidă, pe diferitele feţe ale prismei grafitului, constituie premisele explicării procesului de compactizare a grafitului, acţiunii elementelor antimodificatoare şi a menţinerii după modificare. O importanţă deosebită au valorile tensiunii interfazice pe planul bazal al cristalului grafitului $\sigma_{L-G(001)}$ şi pe feţele prismei grafitului, $\sigma_{L-G(1010)}$ [24].

a) Fontele nemodificate sau insuficient modificate, dar cu grafit lamelar, sînt caracterizate prin valori scăzute atît ale tensiunii superficiale lichid-atmosferă (σ_{L-A}), cît şi ale tensiunilor interfazice, grafit-lichid (σ_{L-G}). În acest caz, apare raportul $\sigma_{L-G(001)}/\sigma_{L-G(1010)}$ de cca 3,0.

b) Creşterea gradului de modificare a grafitului conduce la mărirea valorilor atît a tensiunii superficiale σ_{L-A}, cît şi celei interfazice σ_{L-G}. Forma grafitului depinde însă de raportul tensiunilor interfazice lichid-grafit.

Grafitul vermicular apare la valori $\sigma_{L-G(001)}/\sigma_{L-G(1010)} \approx 1{,}0$, în timp ce grafitul nodular apare la valori subunitare ale raportului amintit.

c) Menţinerea fontei după modificare sau acţiunea elementelor antimodificatoare determină creşterea valorilor raportului $\sigma_{L-G(001)}/\sigma_{L-G(1010)}$, ceea ce conduce la scăderea gradului de compactitate a grafitului.

În general, se obţine Gn la $\sigma_{L-G(1010)} = 1150-1250$ MJ/m², Gv la valori de 1 000 — —1 100 MJ/m² şi Gl la valori sub 1 100 MJ/m².

În tabelul 2 sînt prezentate principalele caracteristici ale fontelor cu forme intermediare de grafit, respectiv „coral" şi „vermicular/compact".

Obţinerea fontelor cu grafit vermicular se bazează în prezent pe două grupe de tehnologii: *1* — elemente din grupa pămînturilor rare (R. P. Chineză, Austria, R.F.G., R.D.G., U.R.S.S., Ungaria, Cehoslavacia etc.); *2* — combinaţii ale elementelor modificatoare (Mg, Ce) şi antimodificatoare (Al, Ti, Sb), cum ar fi cazul S.U.A., Anglia, România, Japonia etc.

În R. S. România, cercetările în domeniul Fgv au început în anul 1970 la Institutul politehnic — Bucureşti, continuate apoi la

Fonte cu forme intermediare de grafit *Tabelul 2*

Tipul fontei	Clasa fontei	Caracteristici mecanice					
		R_m, N/mm²	$R_{0,2}$, N/mm²	A_5, %	E, 10^3, N/mm²	KCU, j/cm² (crestătura)	HB
		Minimum					
Fontă cu grafit coral (Fgc)	Fgc 300	300	200	1,0	110—140	max. 10	120—220
Fontă cu grafit vermicular (Fgv)	Fgv 300	300	200	3,0	120—140	5—15	120—160
	Fgv 350	350	240	1,5	140—160	max. 1,0	160—220
	Fgv 400	400	280	1,0	160—170	max. 0,5	200—280

I.C.S.I.T.P.S.C. — București, cu participarea unor întreprinderi. Experimentările efectuate au condus la stabilirea unor tehnologii de fabricare, din Fgv, a lingotierelor și podurilor de turnare, a pieselor pentru motoarele termice, armături, cochile etc.

Experiența obținută în R.S.R. și pe plan mondial, în cei peste 15 ani de existență a acestor fonte, este reunită în monografia „Fonta cu grafit vermicular", Ed. tehnică, București, 1984, prima lucrare de amploare mai mare care tratează acest nou material de turnătorie [15].

Se constată deci că epoca fierului, care a constituit un salt calitativ deosebit pentru omenire, cunoaște în secolul XX culmi nebănuite pentru materialul metalic cu cea mai mare utilizare în producția de piese turnate (peste 70%).

Mileniul 2 î.e.n. cunoaște începuturile extragerii fierului, a producerii uneltelor care aveau să revoluționeze viața omului, în timp ce mileniul 2 e.n. se încheie cu rezultate deosebite în ceea ce privește calitatea acestor materiale feroase, ca rezultat al unei activități metalurgice începute de hitiți și continuată mai multe mii de ani în întreaga lume.

BIBLIOGRAFIE

[1] Podrzucki, C. și Kalata, C. *Metalurgia i odlewnictwo zeliwa*. Katowice, ed. SLASK, 1976.

[2] Daicoviciu, H. *Dacii*. București, Ed. Enciclopedică Română, 1972.

[3] Tripșa, I. ș.a. *Mică enciclopedie de metalurgie*. București, Ed. științifică și enciclopedică, 1980.

[4] Tripșa, I. ș.a. *Din istoricul metalurgiei românești*. București, Ed. tehnică, 1981.

[5] Piwowarschi, E. *Fonte de înaltă calitate*. Ed. tehnică, București, 1967.

[6] Meehana, A. F. *Fontă modificată*: Brevet S.U.A. nr. 1.499.068/8.02.1922.

[7] Morrogh, H. *The Family of Cast Irons — 75 Year's Research and Development*. În: Foundry Trade Journal, nr. 3, 1977, p. 302.

[8] Morrogh, H. și Williams, W. *Graphite formation in cast irons and in nickel-carbon and cobalt-carbon alloys*. În: Journal of Iron and Steel Institute, martie, 1947, p. 321—371.

[9] Morrogh, H. și Williams, W. *The production of nodular graphite structures in cast iron*. În: Jounral of Iron and Steel Institute, nr. 158, 1948, p. 306.

[10] Gagnebin, A.P., Millis, K.D. și Philling, N. B. *Ductile cast iron-a new engineering material*. În: Iron Age, Anglia, nr. 163, 1949, p. 76.

[11] Rașeev, D. *Fonte modificate cu grafit lamelar și nodular în construcția de mașini*. București, Ed. tehnică, 1953.

[12] Vașcenko, K. I. și Sofroni, L. *Fonta cu grafit nodular*. București, Ed. tehnică, 1957.

[13] Ghirșovici, N. G. și Ioffe, A. J. *Razvitie ciugunnovo litia za 50 let*. În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 1, 1980. p. 10.

[14] Lerner, I. C. ș.a. *Tehnologhiia poluceniia vîsokoprocinovo ciuguna za rubejom*. În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 6, 1981, p. 8.

[15] Ripoșan, I. și Sofroni, L. *Fonta cu grafit vermicular*. București, Ed. tehnică, 1984.

[16] Nechtelberger, E. ș.a. *Cast Iron with vermicular/compacted graphite. State of the Art., Development, Production, Properties, Aplications*. Al 49-lea Congres Internațional de Turnătorie, Chicago, 1982.

[17] Schelleng, R. S. British Patent nr. 1. 069. 058. *Application and filling date*, 26 aprilie 1966, (S.U.A., mai, 1965).

[18] Voronova, N. A. ș.a. În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 12, 1968, p. 531.

[19] Chen, Yiudi ș.a. *The production and Properties of CG Cast/Iron Thread by RE-Mg-Ti*. Sesiunea Comisiei CIATF, 7.6, 1982.

[20] Sissener, I. ș.a. În: Giesserei-Rundschau, nr. 6, 1972, p. 59.

[21] * * * Proceedings of the 2-nd Internatinal Symposium on the Metallurgy of Cast Iron, Geneva, 1974. Georgi Publishing Company, St. Saphorin, Elveția, 1975.

[22] Campomanes, E. și Goller, R. *Production of cast iron containing intermediate forms of graphite*. În: AFS Transactions, nr. 83, 1975, p. 55.

[23] Liu, P.C., Loper, C.R., Kimura, T. și Park, N. K. *Observation on the Graphite Morphology in Cast Iron*. În: Giesserei-Praxis, R.F.G., nr. 13—14, 1981, p. 229.

[24] Andreev, V. V. ș.a. *Issledcvanie osobennosti obrazovania vermikuliarnogo graphita v ciugune*. În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 5, 1981, p. 5.

20 de ani de colaborare în domeniul schimburilor de produse metalurgice în cadrul Organizației „Intermetall"

Ing. I. Pungă
Conducătorul delegației române
la consfătuirile „Intermetall"

CZ: 669,1:382

În luna iunie 1964, guvernele R.P.U., R.P.P. și R.S.C. au încheiat Convenția de înființare a „Intermetall"-ului, Organizație de colaborare în domeniul industriei metalurgice, care să asigure o mai bună satisfacere a necesităților economiilor naționale cu produse ale metalurgiei feroase, prin folosirea de forme mai eficace de colaborare pentru folosirea și dezvoltarea mai rațională a capacităților de producție, ridicarea nivelului tehnic și economic al producției. În același an, la organizație au aderat U.R.S.S., R.D.G. și R.P.B.

Pe baza consimțămîntului părților la Convenție, în anul 1968, Uniunea uzinelor metalurgice din R.S.F.I. a încheiat Convenția de colaborare cu „Intermetall" în domeniul schimburilor de produse metalurgice.

În anul 1970, a fost încheiată Convenția dintre Metalexportimport — R.S. România și „Intermetall", privind colaborarea în domeniul schimburilor de produse metalurgice.

Organul de conducere al „Intermetall"-ului este Consiliul, în care fiecare țară membră R.P.B, R.P.U., R.D.G., R.P.P., U.R.S.S. și R.S.C., este reprezentată de delegații numite de organele guvernamentale ale țărilor. Consiliul adoptă hotărîri în principalele probleme ale activității organizației.

Organul executiv al organizației este Biroul Intermetall, cu sediul în orașul Budapesta — R.P. Ungaria.

În conformitate cu principalele sarcini ale Intermetall-ului, activitatea sa este îndreptată spre elaborarea de propuneri de colaborare pentru organizarea specializării în producția de laminate, țevi și metize și de măsuri privind realizarea acestor propuneri; organizarea și desfășurarea schimburilor de produse metalurgice și perfecționarea principiilor și formelor operațiunilor de schimburi; folosirea rațională a capacităților de producție în metalurgie; introducerea și lărgirea producției sortimentelor deficitare și pentru rezolvarea prin colaborare a altor probleme tehnice și economice din domeniul industriei metalurgice.

În cei 20 de ani de existență, Intermetall a obținut anumite succese: s-a adîncit specializarea internațională în producția de laminate și metize, s-a lărgit schimbul cu produse metalurgice ca volum și sortiment, au fost examinate o serie de probleme tehnice și economice în metalurgie.

Problemele de specializare în producția metalurgică au făcut obiectul preocupării încă de la constituirea Intermetall-ului, la care participă țările membre ale Organizației.

În anii 1971—1975, au fost încheiate 12 acorduri sau convenții de specializare internațională în producție, între țările membre, iar spre finele anului 1980 numărul acestora era de 18. În baza acestora, livrările au inclus 30 de tipuri de produse metalurgice, din care laminate obișnuite și fasonate, produse metalurgice pentru transportul feroviar, tablă laminată la cald și la rece de diferite dimensiuni.

În prezent, sînt în vigoare 16 acorduri și convenții de specializare între țările membre ale Intermetall-ului, care prevăd livrări anuale de produse metalurgice din producția specializată, în volum de 224 mii t, în valoare de peste 62 mil. ruble. În baza acestor acorduri și convenții, se livrează 31 tipuri de produse metalurgice și 100 tipodimensiuni din acestea.

În total, în 20 ani de activitate, între țările membre au fost încheiate 35 acorduri sau convenții pentru specializare internațională și cooperare în producție, în volum de 3,3 mil. t produse metalurgice specializate.

În vederea înfăptuirii programului de colaborare în dezvoltarea și adîncirea specializării și cooperării în producția metalurgiei feroase pînă în 1990, în prezent se elaborează propuneri privind specializarea în producția anumitor tipuri de produse metalurgice: pentru transportul feroviar, radiotehnică și pentru industria electronică, produse metalurgice rezistente la coroziunea atmosferică, pe capacitățile de fabricare a produselor metalurgice de mic tonaj. Realizarea acestor sarcini trebuie să ducă la o îmbunătățire însemnată a asigurării țărilor membre ale organizației cu produsele metalurgice necesare.

R. S. România a participat la activitatea de specializare și cooperare în producție cu țările membre ale Intermetall-ului, pe calea încheierii nemijlocite de acorduri bilaterale cu țările interesate.

Un domeniu important al activității Intermetall-ului este schimbul de produse metalurgice, după principiul „metal contra metal", la care R. S. România participă prin Metalexportimport.

Consfătuirile pentru schimburi de produse metalurgice feroase și produse din prelucrări metalurgice pentru industrie se asigură prin biroul Intermetall, trimestrial, începînd cu anul 1965.

Aici se pun de acord schimburile anuale și trimestriale, ca și sortimentele de livrat în cadrul schimburilor, care constituie baza pentru

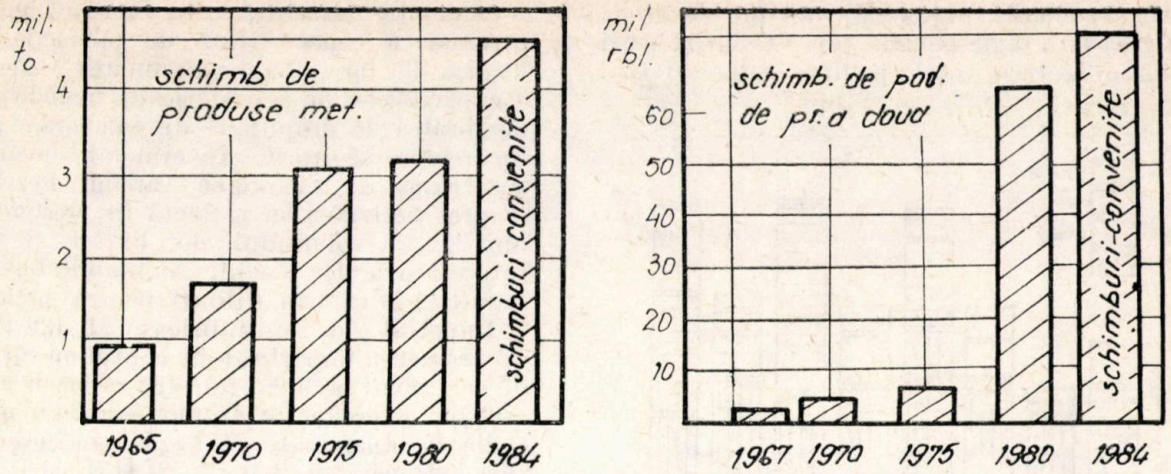


Fig. 1. Evoluția schimburilor de produse metalurgice în cadrul Intermetall-lui, în perioada 1965—1984

semnarea contractelor între organizațiile de comerț exterior, și se examinează modul de realizare a livrărilor în baza contractelor semnate.

Schimbul însemnat de produse metalurgice în cadrul Intermetall se dezvoltă neîncetat și în prezent constituie partea principală în circuitul internațional cu metal între țările participante la operațiunile de schimburi. În anii de activitate ai organizației, volumul schimburilor de produse metalurgice a crescut de la 1 mil. t în 1965 la 4,2 mil. t în 1983, iar al schimburilor de metize, începute în 1967, a crescut respectiv de la 1,8 mil. ruble la 66,4 mil. ruble. Pentru anul 1984, livrările de produse metalurgice sînt convenite în volum de 4,8 mil. t, iar de metize — în valoare de 77,5 mil. ruble.

În acești ani, volumul schimburilor de profile fasonate, livrate în cadrul schimburilor, a crescut de peste cinci ori, cel de table de patru ori, cel de țevi de trei ori, iar cel de produse din prelucrarea secundară de zece ori.

Evoluția schimburilor este prezentată în graficul din figura 1.

În cei 20 de ani de activitate a Intermetall-ului, țările au livrat în cadrul operațiunilor de schimburi cca 50 mil. t produse metalurgice, iar produse din prelucrarea a doua pentru industrie — în valoare de cca 500 mil. ruble. Un volum mare de produse metalurgice în această perioadă a fost asigurat de asemenea de R.S.R., așa cum rezultă din tabelul 1.

Concomitent cu creșterea volumului schimburilor, s-au produs și schimbări în structura acestora : s-a lărgit sortimentul, a crescut volumul produselor de calitate care corespund cerințelor moderne. În primii ani de activitate ai organizației, ponderea principală a schimburilor era alcătuită din materii prime și semifabricate (fontă, oțel lingou, diverse semifabricate).

În actualul cincinal, produsele metalurgice moderne și de calitate se livrează anual de zece ori mai mult decît în 1970.

Cota-parte a tablei laminate la rece din volumul total al schimburilor de table a crescut mai mult de 15 ori, deținînd în prezent 30% din aceste livrări. Se dezvoltă colaborarea pentru asigurarea industriei de gaze și petrol cu noile tipuri de țevi și, de asemenea, transportul feroviar cu șină, plăci de prindere, roți, bandaje. În cadrul schimburilor se satisface o parte din necesarul țărilor de laminate fasonate cu secțiuni speciale (diferite profile laminate), care se produc în cantități mici. Participarea țărilor la livrările de produse finite se reflectă în graficul din figura 2.

Paralel cu creșterea volumului de schimburi cu produse metalurgice, cu lărgirea sortimentului acestuia, se consolidează caracterul de planificare a activității de colaborare pe schimburi. Pe parcursul dezvoltării acestei forme de colaborare, s-a format treptat cercul principalilor furnizori pentru anumite tipuri de produse metalurgice. Așa , de exemplu, țevile sudate se livrează țărilor interesate de către R. S. România.

Participarea R.S.R. la schimburile de produse metalurgice a dat posibilitatea să se asigure o serie de produse metalurgice importante

Volumul livrărilor de metal pe țări în cadrul schimburilor, în anii de activitate a Organizației Intermetall *Tabelul 1*

	R.P.B.	*R.P.U.*	*R.D.G.*	*R.P.P.*	*R.S.R.*	*U.R.S.S.*	*R.S.C.*	*R.S.F.I.*
Produse metalurgice, mil. t	4,9	3,4	4,5	7,6	6,8	15,7	5,2	5,5
Produse din prelucrarea a II-a, mil. rb.	53,9	26,9	94,3	68,2	61,3	14,2	66,2	215,5

pentru economia naţională, ca: profile grele, şină grea c.f., ţagle pentru ţevi, table şi benzi laminate la rece, oţel pentru rulmenţi ş.a.

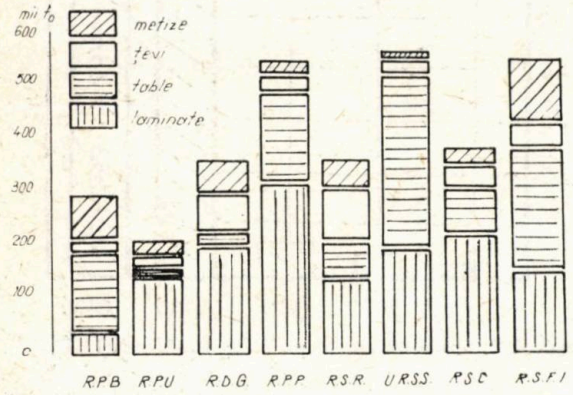


Fig. 2. Structura pe ţări, realizată la livrările în cadrul schimburilor pe anul 1983

În cei 14 ani de participare la schimburi în cadrul Organizaţiei Intermetall, R.S.R. a livrat peste 7 mil. t de produse metalurgice şi a importat o cantitate echivalentă pentru satisfacerea necesităţilor economiei naţionale.

Volumul global al exportului şi importului R.S.R. în cadrul volumului global Intermetall reprezintă 13%.

Dezvoltările şi dotările realizate în ultimii 19 ani în metalurgia R.S. România au creat condiţii de fabricare de produse metalurgice la înalt nivel tehnic, competitive pe plan mondial.

Creşterea accentuată, din această perioadă, a nivelului tehnic şi economic al produselor livrate de R.S. România, evidenţiată de raportul valoric al unei tone importate şi exportate, se prezintă după cum urmează:

1970	1975	1980	1983	1984
0,975	1,00	1,07	1,09	1,11

Ţinînd seamă de importanţa refractarelor în producţia de metal, în anul 1980 a început să se organizeze colaborarea în domeniul schimburilor de refractare.

În perioada scursă, în cadrul Intermetall, între ţările interesate a fost organizată livrarea a cca 40 mii t produse refractare pentru necesităţile metalurgiei, ceea ce a atras după sine reducerea importurilor pe DC. În schimburile cu produse refractare este interesată şi R. S. România.

În scopul acoperirii pe cale operativă a necesităţilor de produse deficitare, între părţile interesate, inclusiv R.S.R., în anii '80 s-a dezvoltat cu succes schimbul de produse metalurgice din baze. Volumul schimburilor din baze din 1981 s-a lărgit de peste şapte ori, iar sortimentul include produse deficitare de laminate fasonate de calitate, tablă şi ţevi.

O atenţie deosebită este acordată încărcării raţionale a capacităţilor de producţie metalurgică din ţări. Prin examinarea sistematică a capacităţilor de producţie disponibile şi prin elaborarea de propuneri de colaborare pentru încărcarea acestora, Intermetall favorizează rezolvarea de asemenea sarcini. Rezultatele acestei activităţi se reflectă în creşterea, în anii '80, a volumului de livrări al ţărilor interesate de fier vechi, semifabricate, bandă laminată la cald în rulouri pentru prelucrare.

Importul de semifabricate al R.S.R. este de asemenea important în cadrul operaţiunilor de schimburi pe baza folosirii raţionale a capacităţilor de producţie. În mod regulat se primesc ţagle de relaminare şi ţagle pentru ţevi, din ţări partenere ca R.P.B., R.D.G. şi U.R.S.S.

Dezvoltarea metalurgiei feroase a ţărilor membre ale organizaţiei Intermetall, adoptarea măsurilor de ridicare a eficienţei şi intensificării producţiei metalurgice ridică sarcini de îmbunătăţire a calităţii, de lărgire a producţiei profilelor economice, de dezvoltare a producţiei de profile speciale pe ramuri economice, de urmărire a producţiei de oţeluri aliate şi slab aliate, de lărgire a sortimentului de produse cu tratamente termice.

Intermetall acţionează pentru rezolvarea acestor sarcini pe calea elaborării problemelor de ordin tehnico-economic, elaborării sistematice de chestionare, informaţii şi prin analiza rezultatelor avansate în producţia metalurgică.

Au fost elaborate astfel de lucrări referitoare la: metalul folosit pentru deformarea la rece, mărci de oţeluri inoxidabile cu conţinut redus de nichel şi fără nichel, introducerea în fabricaţie de noi mărci de oţel rezistente la temperaturi joase, satisfacerea necesităţilor ţărilor cu oţeluri rezistente la coroziunea atmosferică, folosirea fierului vechi din mărci aliate sau soluţionarea diferitelor probleme legate de producţia de ţevi şi utilizarea acestora.

În procesul de elaborare a sarcinilor tehnico-economice, se utilizează şi schimbul de experienţă şi informaţii între ţări în timpul lucrărilor grupelor de lucru, consfătuirilor, seminariilor sau simpozioanelor.

Printr-o convenţie de colaborare cu Consiliul de Ajutor Economic Reciproc, Intermetall participă regulat la lucrările Comisiei permanente a C.A.E.R. de colaborare în domeniul siderurgiei şi ale secţiilor şi altor organe de lucru ale acesteia. Începînd din anul 1976, Intermetall participă la activitatea Comitetului Oţelului O.E.C.—O.N.U.

Practica multianuală a Organizaţiei Intermetall a dovedit avantajele activităţii comune pentru economia naţională a ţărilor socialiste.

La aniversarea a 20 de ani de existenţă a organizaţiei, se poate afirma că „Intermetall", folosind posibilităţile de colaborare internaţională, va lua parte activă şi în viitor la soluţionarea problemelor puse în faţa ţărilor participante în domeniul metalurgiei feroase.

ÎNTREPRINDEREA-ANTREPRIZĂ DE CONSTRUCȚII MONTAJE METALURGICE ȘI REPARAȚII

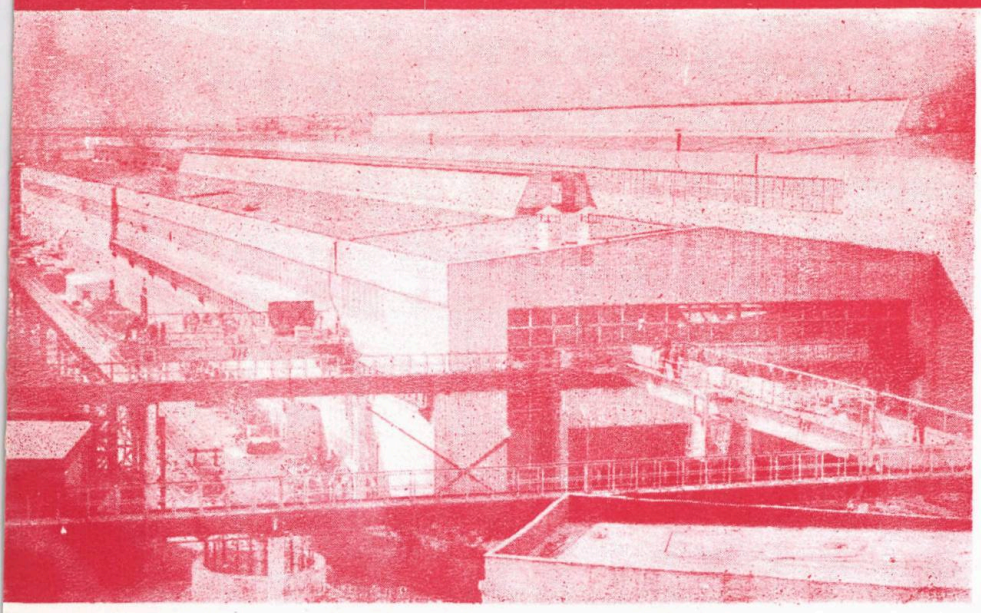
REȘIȚA

În execuţia lucrărilor de construcţii-montaj foloseşte procedee şi tehnologii noi, bazate pe mecanizare intensivă, în scopul ridicării productivităţii muncii şi obţinerii unei calităţi superioare, fiind dotată cu :

- automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacitate pînă la 140 t;
- o gamă multiplă de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare;
- instalaţii de prefabricare a elementelor de beton;
- instalaţii de sortare pentru obţinerea agregatelor necesare întregii producţii de beton fabricate în întreprindere

EXECUTĂ lucrări de construcţii-montaj specifice combinatelor siderurgice:

- Laminoare
- Furnale
- Baterii de cocsificare
- Fabrici de dolomită
- Oţelării Martin
- Fabrici de oxigen
- Instalaţii electrice de mecanizare şi automatizare
- Lucrări de CF şi drumuri
- Montaje de cuptoare pentru produse refractare
- Hale pentru construcţii metalice şi utilaj metalurgic



Str. 6 Martie, tel. 12950; 13186
Telex : 74218
REȘIȚA

E 3280
REFERALVA
1985 JUN 19
Kohds297

METALURGIA

11

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXVI • NR. 11 • NOIEMBRIE 1984

„INDUSTRIA METALURGIEI FEROASE SE VA DEZVOLTA ÎNTR-UN RITM MEDIU ANUAL DE 5,8 — 6,0 LA SUTĂ.....

SE VA DIVERSIFICA STRUCTURA ȘI ÎMBUNĂTĂȚI CALITATEA PRODUSELOR DE PRELUCRARE AVANSATĂ, URMÎND CA, ÎN CINCINALUL VIITOR, SĂ SE OBȚINĂ SPORURI ÎNSEMNATE LA ȚEVI ȘI SÎRME DE MARE REZISTENȚĂ TRASE LA RECE, TABLE ȘI BENZI LAMINATE LA RECE, CABLURI DIN OȚEL, CORD METALIC, TABLĂ COSITORITĂ ȘI ALTELE".

(Extras din Proiectul de Directive ale Congresului al XIII-lea al Partidului Comunist Român cu privire la dezvoltarea economico-socială a României în cincinalul 1986—1990 și orientările de perspectivă pînă în anul 2000)

DE LA CONGRESUL AL IX-LEA LA CONGRESUL AL XIII-LEA AL PARTIDULUI

20 DE ANI DE DEZVOLTARE CONTINUĂ A INDUSTRIEI METALURGICE

Neculai Agachi
Ministrul Industriei Metalurgice

Într-o atmosferă însuflețitoare, întregul nostru popor se pregătește să întîmpine marele forum al partidului, Congresul al XIII-lea, cu noi succese în grandioasa operă de edificare a societății socialiste multilateral dezvoltate pe pămîntul patriei.

Dezvoltarea industriei metalurgice, încadrată în impetuoasa dezvoltare economică și socială multilaterală a României, în anii de după victoria revoluției de eliberare socială și națională antifascistă și antiimperialistă, și în special în cei de după Congresul al IX-lea al Partidului Comunist Român, de cînd în fruntea țării se află tovarășul Nicolae Ceaușescu, a rezultat cu claritate din impresionantul tablou prezentat sintetic la Expoziția „Dezvoltarea economică și socială a României".

Drumul străbătut de industria noastră metalurgică, care a înregistrat o creștere a producției industriale de aproape cinci ori, în anii ce alcătuiesc etapa istorică deschisă de Congresul al IX-lea al partidului, se înscrie în evoluția ascendentă a societății noastre și ilustrează nu numai capacitatea tehnică și potențialul de mobilizare a muncitorilor, inginerilor și tehnicienilor din această ramură, ci și progresul considerabil înregistrat în întreaga economie națională, în perioada denumită cu îndreptățită mîndrie EPOCA CEAUȘESCU. În acești ani, dotarea tehnică a industriei metalurgice a constituit o preocupare permanentă a conducerii partidului, fondurile fixe ale ramurii cunoscînd o creștere de peste 8 ori.

Succesele deosebite în dezvoltarea neîntreruptă a industriei metalurgice sînt nemijlocit legate de activitatea neobosită, desfășurată cu clarviziune și profund spirit creator de tovarășul Nicolae Ceaușescu, ctitorul României socialiste, care, prin inițiativele și indicațiile date cu ocazia numeroaselor întîlniri cu specialiștii ramurii pe toate platformele siderurgice, a impulsionat în permanență activitatea, a orientat eforturile noastre pentru atingerea unui nivel tehnic superior, comparabil cu cel realizat pe plan mondial.

În această perioadă plină de realizări, pe harta economică a țării au apărut noi vetre de foc, cum sînt cele de la Galați, Tîrgoviște, Tulcea, Slatina și Călărași, iar unitățile existente s-au îmbogățit cu noi capacități de producție. Pe această cale, producția de oțel a crescut de la cca 3,4 milioane tone în anul 1965 la cca 14 milioane tone în anul 1984, realizîndu-se cca 655 kg pe locuitor, nivel comparabil cu cel obținut în țări cu industrie metalurgică dezvoltată.

Valorificînd potențialul gîndirii tehnice românești, au fost create și puse în funcțiune obiective metalurgice moderne, dotate cu agregate complexe de mare capacitate și productivitate, cu înalt grad de mecanizare și automatizare, ca de exemplu furnalul de 3500 m³ volum util, fabrica de aglomerare cu mașina de 500 m² suprafață utilă și laminorul de semifabricate de la C. S. Galați, cuptoarele electrice de 100 tone de la Hunedoara, Tîrgoviște, Cîmpia Turzii și Călărași, bateriile de cocsificare de 850 mii t cocs metalurgic pe an, laminorul de profile mijlocii de la C.S. Călărași, laminoarele de la Beclean, Zalău, Zimnicea și Turnu Severin.

Specialiștii din domeniul cercetării tehnice și al proiectării, împreună cu toți oamenii muncii din industria metalurgică au avut o contribuție importantă pe linia promovării pe scară largă a progresului tehnic, trecîndu-se la asimilarea și extinderea aplicării unor tehnologii noi, neconvenționale, destinate îmbunătățirii calității oțelurilor elaborate și lărgirii gamei de produse puse la dispoziția economiei naționale: tratarea oțelului în vid, barbotarea cu gaze inerte, injectarea de pulberi ș.a. Promovarea acestor tehnologii asigură posibilitatea fabricării curente a tablelor, țevilor și sîrmelor din

oțeluri inoxidabile și refractare, a produselor plate pentru industria electrotehnică, precum și a oțelurilor destinate producerii de echipamente utilizate în energetica nucleară. S-a îmbunătățit substanțial structura sortimentală a producției metalurgice cu efecte directe asupra creșterii gradului de asigurare a consumului intern, renunțîndu-se la import și chiar creînd anumite disponibilități pentru export. În perioada 1965—1984, producția de laminate finite a crescut de 4,5 ori, din care la laminate plate a crescut de 11 ori; la producția de țevi din oțel creșterea este de 3 ori, iar la produse refractare de 6,3 ori. A continuat creșterea producției de laminate și țevi din aluminiu și alte metale neferoase. La rîndul său, exportul de produse metalurgice finite a crescut de peste 13 ori, produsele românești fiind apreciate pe piața externă, avînd un nivel tehnic ridicat, fiind exportate chiar în unele țări cu îndelungată tradiție industrială și cu metalurgie proprie dezvoltată.

Se impune subliniat și faptul că, în această perioadă, unele probleme puteau fi rezolvate mai bine, în prezent nefiind integral realizat programul de dezvoltare a capacităților de producție la unele sortimente și înregistrîndu-se anumite întîrzieri în domeniul introducerii și asimilării unor noi tehnologii și produse cu valoare metalurgică ridicată.

Proiectul de Directive ale celui de-al XIII-lea Congres al Partidului Comunist Român, document cuprinzînd măsuri de importanță hotărîtoare pentru dezvoltarea țării noastre în cincinalul viitor și în perspectiva anului 2000, consacră în continuare metalurgia ca forță de primă mărime în înfăptuirea amplului program de construcție a societății socialiste. Ritmurile prevăzute în proiectul de Directive conduc la atingerea în anul 1990 a unui nivel de 20—20,5 milioane tone oțel/an, în condițiile în care diversificarea producției, creșterea calității produselor și a eficienței economice trebuie să însoțească în mod necesar această apreciabilă sporire a producției de oțel. În acest scop trebuie continuate eforturile de modernizare a echipamentelor, instalațiilor și a unor secții din uzinele și combinatele noastre, de ridicare a eficienței activității metalurgice prin micșorarea consumurilor specifice de materii prime și materiale, prin extinderea aplicării procedeelor de recuperare a materiilor prime refolosibile și, cu precădere, de creștere substanțială a productivității muncii.

O sarcină prioritară pentru toți oamenii muncii, pentru toți specialiștii ramurii o constituie scăderea sensibilă a consumurilor energetice, atît ca rezultat al acțiunilor de modernizare a utilajelor și instalațiilor din sectoarele furnale — aglomerare, oțelării și laminoare, al optimizării funcționării cuptoarelor și al îmbunătățirii tehnologiilor de fabricație, cît și pe baza creșterii gradului de recuperare a resurselor energetice refolosibile. În acest fel, preocupările la scară națională privind economia de combustibil și energie se regăsesc cu plenitudine în preocupările noastre și se materializează prin rezolvări tehnice valoroase, ce reprezintă economii de ordinul sutelor de mii de tone combustibil convențional pe an.

Mobilizați de grandioasele perspective puse în evidență de Proiectul de Directive ale Congresului al XIII-lea al partidului, cei peste 200 000 de oameni ai muncii din cadrul industriei metalurgice vor acționa neabătut pentru atingerea obiectivelor stabilite deCongresul al XIII-lea al partidului, pentru asigurarea integrală a metalului necesar la nivelul calitativ superior, corespunzător cerințelor tehnologice moderne ale economiei naționale.

Conștient de rolul hotărîtor pe care secretarul general al partidului, tovarășul Nicolae Ceaușescu, l-a avut în dezvoltarea industriei metalurgice din țara noastră, întregul colectiv de oameni ai muncii din această ramură își exprimă cu deosebită bucurie, cu entuziasm patriotic și dragoste fierbinte, adeziunea la realegerea sa în funcția supremă de secretar general al partidului — chezășie pentru propășirea în continuare a țării noastre, pentru înaintarea victorioasă spre societatea socialistă multilateral dezvoltată, spre comunism.

METALURGIA

Anul 36 Nr. 11 Noiembrie 1984

CUPRINS

LUCRĂRILE PREZENTATE LA SESIUNEA ŞTIINŢIFICĂ „TENDINŢE NOI ÎN METALURGIE" CARE A AVUT LOC LA 19 OCTOMBRIE 1983 ÎN CADRUL SECŢIEI TEHNICE A ACADEMIEI R.S.R.

*Partea I**

Gâdea, Suzana : **Tendinţe noi în metalurgie** 557

Drăgan, I. : **Materiale metalice pentru industriile de vîrf** 565

Geru, N., Coşmeleaţă, Georgeta, Todiriţă, O., Oros, Gh. şi *Ursu, V.* : **Cercetări privind înlocuirea oţelurilor rapide cu conţinut ridicat de wolfram sau de wolfram şi cobalt cu oţeluri mai convenabile din punct de vedere economic** 568

Gâdea, Suzana, Petrescu, Maria, Vavernea, M. şi *Minciunescu, Camelia* : **Cercetări asupra călirii din stare lichidă pentru obţinerea de noi aliaje** 572

Dulămiţă, T., Cojocaru, M., Florian, E. şi *Todiriţă, O.* : **Asimilarea unor materiale de scule cu conţinut redus de elemente de aliere şi durabilitate mărită** 581

Rizescu, C., Drăgan, N., Ursu, V., Mercea, Viorica, Dobrescu, M., Pencea, L., Ianc, P., Jurubiţă, Silvia, Cătuneanu, Nicoleta, Baroncea, E., Damian, Liuba, Dulamă, D., Florea, A., Damaschin, Gh., Munteanu, V. şi *Budur, M.* : **Cercetări privind realizarea oţelurilor rezistente în medii cu hidrogen** 583

Sălăgean, Tr. : **Căi de reducere a consumului de energie electrică la sudare** 589

Truşculescu, M. şi *Fleşer, Tr.* : **Studiu asupra comportării la temperaturi ridicate a oţelului 12CMoV3** 594

Oprea, Fl., Pop, V. şi *Haias, L.* : **Recuperarea metalelor utile din nămolurile de la epurarea apelor reziduale din instalaţiile de galvanizare** 599

Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N., Buzatu, M. şi *Buzatu, Rodica* : **Cercetări privind asimilarea şi îmbunătăţirea unor materiale metalice pe bază de aluminiu şi titan pentru aeronautică** 603

Murguleţ, N., Vacu, Silvia şi *Voicu, Gh.* : **Fondant sintetic pentru elaborarea oţelului în convertizoarele cu oxigen** 607

Tripşa, I. şi *Pumnea, C.* : **Tehnologii moderne de elaborare a oţelului** 609

Revista revistelor 616

---

* Partea a II-a a lucrărilor sesiunii urmează să apară în nr. 12/1984 al revistei Metalurgia.

COLEGIUL DE REDACȚIE

NECULAI AGACHI, PIA BĂLU, GHEORGHE BUJGOI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, TRAIAN DUMITRESCU, MIHAIL ENACHE, SUZANA GÂDEA, CONSTANTIN IONESCU, PETRE MARCU, ION MOLDOVAN, MIHAI NICULESCU, IULIU OVESEA, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, LAURENTIE SOFRONI — președintele colegiului, CORNEL STĂNESCU, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU, CORNELIU VELINCOV, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament : lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

I. P. „Informația" — c. 2553

CONTENTS

Gâdea, Suzana : **New trends in metallurgy**

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 557—564

Drăgan, Iancu : **Metallic material for top industries**

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 565—567

DC : 669.14.018.252.3

Geru, N., Cosmeleață, Georgeta, Todiriță, O., Oros, Gh. and *Ursu, V.* : **Researches on the substitution of high-speed steels with an increased content of tungsten or tungsten an cobalt by more convenient steels from the economic point of view**

The paper presents the results of the experimental researches carried out with a view to investigating the possibilities of substituting high-speed steels with an increased content of tungsten or tungsten and cobalt by more convenient steels.

Therefore the authors studied the effects of additional niobium and titanium alloying of R15 and RV12 steels and silicon alloying of Rp5 and D950 steel. They also studied the increase of vanadium content up to 4% in Rp5 steel.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 568—571

DC : 669.71 : 621.746.62

Gâdea, Suzana, Petrescu, Maria, Vavernea, M. and *Minciunescu, Camelia* : **Researches on liquid state quenching with a view to obtaining new alloys**

The authors present the possibilities of modern quenching techniques under a liquid state with a view to obtaining alloys with fundamentally new structures and properties as compared to that of traditional alloys. The authors present their own experimental researches and the quenching installation of liquid state by the extracting method from the crucible by which effects of high speed solidification speeds on aluminium alloys microstructure have been studied.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 572—580

DC : 669.14.018.25 : 620.169.1

Dulămiță, T., Cojocaru, M., Florian, E. and *Todiriță, O.* : **The assimilation of low alloy tool steels with increased durability**

The paper presents the selection criteria of steels for the manufacture of tools and heat treatments applied with a view to reducing their cost, while increasing the durability of tools. Furthermore, the authors analyse the particularities of ionic nitriding thermochemical treatment and the possibilities offered by the modification of phasic composition, according to the operation requirements imposed by the nitrogen cemented layer.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 581—582

DC : 669.14.539.56

Rizescu, C., Drăgan, N., Ursu, V., Mercea, Viorica, Dobrescu, M., Pencea, L., Ianc, P., Jurubiță, Silvia, Cătuneanu, Nicoleta, Baroncea, G., Damian, Liuba, Dulamă, D., Florea, A., Damaschin, Gh., Munteanu, V. and *Budur, M.* : **Researches on the manufacture of hydrogen-resisting steels in hydrogen media**

The authors present the theoretical bases of the selection of steels which operate in hydrogen medium and the conditions which may be satisfied by these steels in order to present a reduced susceptibility to the hydrogen brittleness phenomenon.

Furthermore, the authors present the researches and the experiments carried out, the results obtained and the analysis of results from the point of view of the correlation between necking and the hydrogen brittleness susceptibility, the limited tension at H_2S crevice carrosion of the obtained steels and the propagation speed of the existing cracks.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 583—588

DC : 621.791.7 : 621.311.152

Sălăgean, Tr. : **Ways of reducing the electric energy rate during the welding process**

In the paper the energy required during the electric arc welding process and the pressure electric welding process is calculated. The authors determine the two components of this type of energy : the one used for welding (E_s) and the other incorporated in the metal which is necessary for welding (E_m).

The data which has been obtained are used for working up practical methods of reducing the electric energy rate during the metal welding process.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 589—593

DC : 669.14.018.45

Trușculescu, M. and *Fleșer, Tr.* : **Study on the behaviour of 12CMoV3 steel at high temperatures**

12CMoV3 steel behaviour is analysed on the basis of laboratory experiments under thermal tension, as well as under thermal and mechanical tension. The results of the microstructural quantitative analyses are related to short and long term mechanical characteristics. The authors establish mathematical correlations between the above mentioned characteristics placed at high accuracy levels.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 594—598

DC : 669.054.8 : 628.311

Oprea, Fl., Pop, V. and *Haias, R* : **The recovery of the useful metals in the sludge during the purification of residual water from the galvanizing installations**

The paper presents the results obtained by experiments related to the possibility of turning to good account the useful metals (Ni, Cr, Cu, Pb etc) contained in the sludge coming from the galvanizing installations. They present pyro-and hydrometallurgical methods, analysing the material consumption, the energy and fuel rate. They also analyse the spendings related to facilities and the yields at which the metals included in these sludges are recovered.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 599—602

DC : 629.138 : 669.715'295

Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N., Buzatu, M. and *Buzatu, Rodica* : **Researches on the assimilation and the improvement of certain metallic materials based on aluminimum and titanium for the aircraft industry**

The paper presents researches on the determination of design technological parameters of filtration-degassing industrial installations for aluminium alloys necessary for the aircraft industry. Trials have been carried out on the following steel grades : AlMg5S, AlMg5, D16, 2024.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 603—606

DC : 669.184.244.86 : 621.745.451

Murguleț, N., Vacu, Silvia and *Voicu, Gh.* : **Synthetic flux for steelmaking in BOFs**

The laboratory researches have shown the possibility of obtaining a basic sintered material with $CaO/SiO_2 = 14 - 25$, which has been produced in industrial installations with $CaO/SiO_2 = 14 - 18$ and an iron content of over 30%, the major part under the form of Fe_2O_3. This material, being a very efficient flux for BOF steelmaking, allows the formation of early basis and fluid slag, which leads to several advantages.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 607—608

DC : 660.182 : 669.046.54

Tripșa, I. and Pumnea, C. : **Modern steelmaking technologies**

The paper presents a summary of the researches on the steelmaking process of new Cr—Mn—Ni—N substitution anticorrosive and refractory steels characterized by a high purity and high mechanical properties.

The major substitution of nickel as an alloying element in anticorosive and refractory steel composition leads to important savings for ferralloys imports, while maintaining high mechanical properties.

The paper briefly presents long-term nonconventional technologies for anticorrosive and refractory steelmaking and especially for ladle metallurgy.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 609—615

INHALT

Gâdea, Suzana : **Neue Tendenzen im metallurgischen Bereich**

Metalurgia 36 (1984), nr. 11 ,p. 557—564

Drăgan, I. : **Metallische Stoffe für hervorragende Industriezweige**

Metalurgia 36 (1984); nr. 11; p. 565—567

DK : 669.14.018.252.3

Geru, N., Coşmeleaţă, Georgeta, Todiriţă, O., Oros, Gh. und *Ursu, V.* : **Untersuchungen über die Ersetzung der Schnellarbeitsstähle mit hohen Wolfram- oder Wolfram-und Kobaltgehalten durch wirtschaftlichere Stähle.**

In der Arbeit werden die Untersuchungsergebnisse angegeben über die Möglichkeiten zur Ersetzung der Schnellarbeitsstähle mit hohen Wolfram- oder Wolfram- und Kobaltgehalten durch wirtschaftlichere Stähle.

Zu diesem Zweck wurden die Auswirkungen der zusätzlichen Legierung der Stähle Rp5 und RV12 mit Niobium und Titanium, der Stähle Rp5 und D950 mit Silizium studiert, sowie die Steigerung des Vanadiumgehaltes im Stahl Rp5.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 568—571

DK : 669.71.621.746.62

Gâdea, Suzana, Petrescu, Maria, Vavernea, M. und *Minciunescu, Camelia* : **Untersuchungen über die Härtung im flüssigen Zustand für die Herstellung neuer Legierungen**

Es werden die Möglichkeiten der modernen Härtungstechniken in flüssigem Zustand beschrieben, für die Herstellung von Legierungen mit neuem Gefüge und verbesserten Eigenschaften, im Vergleich zu den klassischen Legierungen. Es werden die Ergebnisse der Untersuchungen angegeben und die Anlage beschrieben. Die Härtung im flüssigen Zustand erfolgt durch die Methode der Entziehung aus dem Tiegel. Durch diese Methode sind die Auswirkungen der Schnellerstarrung auf das Mikrogefüge studiert worden.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 572—580

DK : 669.014.018.25 : 620.169.1

Dulămiţă, T., Cojocaru, M., Florian, E. und *Todiriţă, O.* : **Die Assimilierung einiger Werkzeugstähle mit niedrigem Legierungselementengehalt und hoher Festigkeit**

Es werden die Gesichtspunkte angegeben für die Auswahl der Werkzeugstähle und die durchgeführten Wärmebehandlungen angeführt, zwecks Herabsetzung der Herstellungskosten und die Steigerung der Werkzeughaltedauer.

Es werden zugleich die Besonderheiten der thermochemischen Behandlung durch Stickstoffhärtung und die dadurch erzielte Phasenänderung, in Abhängigkeit zu den der stickstoffgehärteten Schicht gesetzten Anforderungen, analysiert.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 581 582

DK : 669.14 : 539.56

Rizescu, C., Drăgan, N., Ursu, V., Mercea, Viorica, Dobrescu, M., Pencea, L., Ianc, P., Jurubiţă, Silvia, Căţuneanu, Nicoleta, Baroncea, E., Damian, Liuba, Dulamă, D., Florea, A., Damaschin, Gh., Munteanu, V. und *Budur, M.* : **Untersuchungen über die Herstellung von wasserstoffbeständigen Stählen**

Es werden die theoretischen Grundlagen für die Auswahl der wasserstoffbeständigen Stähle und die Bedingungen gegeben, die diese Stähle erfüllen müssen, um eine geringere Wasserstoffversprödungsempfindlichkeit zu haben.

Weiter werden die durchgeführten Studien und Untersuchungen beschrieben, die Ergebnisse vom Standpunkt der Korrelation zwischen Einschnürung und Wasserstoffversprödungsempfindlichkeit, die Grenzspannung bei Spaltkorrosion in H_2O der hergestellten Stähle und die Rissausbreitungsgeschwindigkeit angegeben.

Metalurgia 36 (1984); nr. 11; p. 573—588

DK : 621.791.7 : 621.311.152

Sălăgean, Tr. : **Wege zur Herabsetzung des Energieverbrauches beim Schweissen**

In der Arbeit wird die verbrauchte Energie beim Lichtbogenschweissen und beim elektrischen Druckschweissen berechnet.

Es werden die zwei Bestandteile der betreffenden Energie die für das Schweissen benützte E_s und die im Metall enthaltene E_m Energie, bestimmt.

Die erhaltenen Daten wurden für die Ausarbeitung der praktischen Methoden für die Herabsetzung der energetischen Verbräuche beim Metallschweissen benützt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 589—593

DK : 669.14.018.45

Truşculescu, M. und *Fleşer, Tr.* : **Studium über das Hochtemperaturverhalten des Stahles 12CMoV3**

Das Verhalten des Stahles 12CMoV3 wurde im Labor unter thermischer und thermomechanischer Beanspruchung untersucht. Die quantitativen Analysen wurden mit mechanischen Kurz-und Langzeiteigenschaften korreliert.

Es wurden mathematische Wechselbeziehungen zwischen den angegebenen Eigenschaften aufgestellt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 594—598

DK : 669.054 : 628.311

Oprea, Fl., Pop, V. und *Haias, L.*: **Wiedergewinnung der brauchbaren Metalle aus Abwasserschlämmen von Verzinkungsanlagen**

Die Arbeit gibt die erhaltenen Untersuchungsergebnisse wieder über die Möglichkeit der Wiedergewinnung der brauchbaren Metalle (Ni, Cr, Cu, Pb u.s.w.) aus Abwasserschlämmen.

Es wurden pyro-und hydrometallurgische Methoden analysiert, und die Verbräuche, die Kosten und die Wirtschaftlichkeit der Metallwiedergewinnung angegeben.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 599—602

DK : 629.138 : 669.715'295

Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N., Buzatu, M. und *Buzatu, Rodica* : **Untersuchungen über die Assimilierung und Verbesserung einiger metallischen Stoffe auf Aluminium-und Titanbasis für die Aeronautik**

In der Arbeit werden die durchgeführten Untersuchungen beschrieben über die Festlegung der technologischen Parameter für die Projektierung einer Filtrier-Entgasungsanlage der Aluminiumlegierungen für die Aeronautik. Die Untersuchungen sind auf folgende Marken durchgeführt worden : AlMg55, AlMg5, D16, 2024.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11; p. 603—606

DK : 669.184.244.86 : 621.745.451

Murguleţ, N., Vacu, Silvia und *Voicu, Gh.* : **Synthetisches Flussmittel für die Stahlerzeugung in Sauerstoffkonvertern**

Die Laboruntersuchungen haben bewiesen, dass es möglich ist, ein basisches Sintermaterial herzustellen mit einem Verhältnis $CaO : SiO_2 = 14 - 25$, welches dann industriell mit einem Verhältnis $CaO : SiO_2 = 14 - 18$ und einem Fe Gehalt über 30 % hergestellt wurde.

Dieses Material ist besonders wirksam als Flussmittel für die Stahlherstellung in Sauerstoffkonvertern.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11; p. 607—608

DK : 669.182 : 669.046.54

Tripşa, I. und *Pumnea, C.* : **Moderne Technologien für die Stahlherstellung**

In der Arbeit werden zusammenfassend die durchgeführten Untersuchungen angegeben über die Herstellung neuer korrosions-und hitzebeständiger Chrom-Mangan-Nickel und Stickstoffstähle mit hohem Reinheitsgrad und verbesserten mechanischen Eigenschaften

Die Nickelversetzung ermöglicht die Verminderung des Importes an Ferrolegierungen mit Einhaltung hoher mechanischen Eigenschaften.

In der Arbeit sind die Techniken der Sekundärmetallurgie für die Herstellung der korrosionsbeständigen-bzw. hitzebeständigen Stähle, insbesondere die Pfannenmetallurgie beschrieben.

Metalurgia 36 (1984); nr. 11; p. 609—615

SOMMAIRE

Gâdea, Suzana : **Nouvelles tendances manifestées dans la métallurgie**

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 557—564

Drăgan, Iancu : **Matériaux métalliques pour les industries de pointe**

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 565—567

DC : 669.14.018.252.3

Geru, N., Coşmeleaţă, Georgeta, Todiriţă, O., Oros, Gh. et *Ursu, V.* : **Recherches sur le remplacement des aciers rapides à teneur élevée de wolfram ou de wolfram et de cobalt par des aciers plus convenables du point de vue économique**

L'ouvrage présente les résultats des recherches expérimentales effectuées afin d'étudier les possibilités de remplacement des aciers rapides à teneur élevée de wolfram ou de wolfram et de cobalt par des aciers plus convenables du point de vue économique.

En ce sens, on a étudié les effects de l'alliage supplémentaire des aciers de type Rp5 et RV12 au niobium et au titane, des aciers de type Rp5 şi D950 au silicone ainsi que l'accroissement de la teneur du vanadium dans l'acier Rp5 jusqu'à 4 %.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 568—571

CD : 669.71 : 621.746.62

Gâdea, Suzana, Petrescu, Maria, Vavernea, M. et *Minciunescu, Camelia* : **Recherche sur la trempe en état liquide afin d'obtenir de nouveaux alliages**

On présente les possibilités des techniques modernes de trempe en état liquide afin d'obtenir des alliages à structures et propriétés essentiellement nouvelles par rapport aux alliages classiques. On présente les recherches expérimentales et l'équipement de trempe en état liquide par la méthode de l'extraction du creuset, à l'aide de laquelle on a étudié les effets des vitesses de solidification ultrarapide sur les microstructures des alliages d'aluminium.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 572—580

CD : 669.14.018.25 : 620.169.1

Dulămiţă, T., Cojocaru, M., Florian, E. et *Todiriţă, O.* : **Assimilation de certains matériaux pour les outils à teneur réduite d'éléments d'alliage et à durabilité accrue**

L'ouvrage présente les critères de sélection des aciers destinés à l'exécution des outils et les traitements thermiques appliqués afin de réduire leur coût, en prolongeant simultanément la durabilité des outils. On analyse également les particularités du traitement thermochimique de nitruration ionique et les possibilités offertes par ces traitements en ce qui concerne la composition phasique, en fonction des exigences imposées par l'exploitation de la couche cimentée au nitrogène.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 581—582

CD : 669.16 : 539.56

Rizescu, C., Drăgan, N., Ursu, V., Mercea, Viorica, Dobrescu, M., Pencea, L., Ianc, P., Jurubiţă, Silvia, Cătuneanu, Nicoleta, Baroncea, E., Damian, Liuba, Dulamă, D., Florea, A., Damaschin, Gh. Munteanu, V. et *Budur, M.* : **Recherche sur l'élaboration des aciers résistants dans les milieux à hydrogène**

On présente les bases théoriques de la sélection des aciers qui sont employés dans les milieux à hydrogène et les conditions que doivent satisfaire ces aciers afin de présenter une susceptibilité réduite au phénomène de fragilité en présence de l'hydrogène.

On présente les recherches et les expériences effectuées, les résultats obtenus et l'analyse des résultats du point de vue de la corrélation entre la striction et la susceptibilité à la fragilité en présence de l'hydrogène, la tension limite à la corrosion fissurante des aciers en présence de H_2S, la vitesse de propagation des fissures qui existent déjà.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 583—588

CD : 621.791.7 : 621.311.152

Sălăgean, Tr. : **Méthodes de réduction de la consommation d'énergie électrique au soudage**

On calcule l'énergie consommée au soudage à arc électrique et au soudage électrique par pression. On détermine ainsi les deux composantes de cette énergie : celle utilisée au soudage (E_s) et celle incorporée dans le métal nécessaire au soudage E_m).

Les données obtenues sont employées pour la mise en oeuvre des méthodes pratiques de réduction de la consommation de l'énergie électrique au soudage des métaux.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 589—593

CD : 669.16.018.45

Truşculescu, M. et *Fleşer, Tr.* : **Etude sur le comportement à haute température de l'acier 12CMoV3**

Le comportement de l'acier 12CMoV3 à la sollicitation thermique ainsi qu'à la sollicitation thermique et mécanique est analysé à partir des expériments de laboratoire. Les résultats des analyses quantitatives microstructurales sont mis en relation avec les caractéristiques mécaniques à court et à long terme. On a établi des corrélations mathématiques entre les caractéristiques mentionnées, situées à de niveaux de certitude élevés.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 594—598

CD : 669.054.8 : 628.311

Oprea, Fl., Pop, V. et *Haias, L.* : **Récupération des métaux utiles qui existent dans les boues provenant de l'épuration des eaux résiduelles des installations de galvanisation**

L'ouvrage présente les résultats obtenus par les expériments liés à la possibilité de la mise en valeur des métaux utiles (Ni, Cr, Cu, Pb etc) contenus dans les boues provenant des installations de galvanisation. On a présenté des méthodes pyro- et hydrométallurgiques, en concentrant leur attention sur la consommation de materiel, d'énergie et de combustible, sur les frais nécessaires pour les équipements et sur les rendements de récupération des métaux qui existent dans ces boues.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 599—602

CD : 629.138 : 669.715'295

Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N., Buzatu, M. et *Buzatu, Rodica* : **Recherches concernant l'assimilation et l'amélioration de certains matériaux métalliques à base d'aluminium et de titane pour l'industrie aérospatiale**

L'ouvrage présente des recherches sur la détermination des paramètres technologiques pour la conception d'une installation industrielle de filtrage — dégaséification des alliages à base d'aluminium pour l'aéronautique. Les essais ont été éffectuées sur les nuances d'alliages suivantes : AlMg5S, AlMg5, D16, 2024.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 603—606

CD : 669.184.244.86 : 621.745.451

Murguleţ, N., Vacu, Silvia et *Voicu, Gh.* : **Fondant synthétique pour l'élaboration de l'acier dans les convertisseurs à oxygène**

Les recherches de laboratoire ont démontré la possibilité de la réalisation d'un sinterisé basique, à rapport $CaO/SiO_2 = 14 - 25$, produit ultérieurement dans les installations industrielles à rapport $CaO/SiO_2 = 14 - 18$ et à teneur de fer qui dépasse 30 %, la plupart sous forme de Fe_2O_3. Ce matériel constitue un fondant particulièrement efficace pour l'élaboration de l'acier dans les convertisseurs à oxygène, ce qui permet la formation des le début de la scorie basique et fluide avec tous les avantages qui en découlent.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 607—608

CD : 669.182.669.046.54

Tripşa, I. et *Pumnea, C.* : **Technologies modernes d'élaboration de l'acier**

L'ouvrage présente une synthèse des recherches concernant l'élaboration de nuances normales d'aciers anticorrosifs et réfractaires de substitution de type Cr—Mn—Ni—N, caractérisés par une pureté élevée et par des propriétés mécaniques également élevées.

Le remplacement en grande partie du nickel en tant qu'élément d'alliage dans la composition des aciers anticorosifs et réfractaires entraîne d'importantes économies aux importations de ferroalliages, tout en conservant des caractéristiques mécaniques élevées.

On présente brièvement les technologies nonconventionnelles à long terme pour l'élaboration des aciers anticorrosifs et réfractaires, et tout particulièrement pour la métallurgie en poche.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 609—615

СОДЕРЖАНИЕ

Гыдеа, Сузана: **Новые тенденции в металлургии**
Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 557—564

Дрэган, Янку: **Металлические материалы для передовой промышленности**

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 565—567

ДК: 669.14.018.252.3

Джеру, Н., Кошмеляцэ, Джеорджета, Тодирицэ, О., Орош, Г. и *Урсу, В.:* **Исследования относительно замены быстрорежущих сталей с высоким содержанием вольфрама или вольфрама и кобальта с экономической точки зрения более выгодными сталями**

В работе представлены результаты проведенных исследований в виду исследования возможностей замены быстрорежущих сталей с высоким содержанием вольфрама или вольфрама и кобальта с экономической точки зрения более выгодными сталями.

С этой целью были изучены эффекты дополнительного легирования ниобием и титаном сталей типа Rp5 и RV12, кремнием сталей типа Rp5 и D950 и повышение содержания ванадия до 4% в стали Rp5.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 568—571

ДК: 669.71:621.746.62

Гыдеа, Сузана, Петреску Мариа, Вавернеа, М. и *Минчюнеску, Камелиа:* **Исследования относительно закалки в жидком состоянии для получения новых сплавов**

Представлены возможности современной техники закалки в жидком состоянии для получения сплавов с фундаментальными новыми структурами и свойствами в отношении с классическими сплавами.

Представлены собственные опытные исследования и закалочная установка в жидком состоянии методом экстракции из тигеля, при помощи которых были изучены микроструктурные эффекты скоростей сверхскоростного затвердевания на алюминиевые сплавы.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 572—580

ДК: 669.14.018.25:620.169.1

Дулэмицэ, Т., Кожокару, М., Флорьян, Е. и *Тодирицэ, О.:* **Освоение инструментальных материалов с низким содержанием легирующих элементов и высокой стойкостью**

В работе представлены критерии выбора сталей, предназначеных изготовлению инструментов и термические обработки, примененные для снижения их цен, одновременно повышая стойкость инструментов. Также анализированы особенности термомеханической обработки ионного азотирования и её предоставляющие возможности в изменении фазового состава в зависимости от требований в эксплуатации цементированного азотом слоя.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 581—582

ДК: 669.14:539.56

Ризеску, К., Дрэган, Н., Урсу, В., Мерчеа, Виорика, Добреску, М., Пенчеа, Л., Янк, П., Журубицэ, Сильвия, Кэтуняну, Николета, Баронче, Е., Дамиан, Люба, Дуламэ, Д., Флореа, А., Дамаскин, Г., Мунтеану, В. и *Будур, М.:* **Исследования относительно прочных сталей в средах водорода**

Представлены теоретические основы выбора сталей, работающие в средах водорода и условия которые должны выполнять эти стали для представления сокращенной склонности к явлению хрупкости водородом.

Представлены также проведенные исследования и опыты, полученные результаты и анализ результатов с точки зрения соотношения между сужением при разрыве и склонностью к хрупкости водородом, предельное напряжение к щелевой коррозии в H_2S реализированных сталей, скорость распространения существующих щелей.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 583—588

ДК: 621.791.7:621.311.152

Сэлэджеан, Т.: **Пути снижения расхода электроэнергии при сварке**

В работе вычисляется расходуемая энергия при сварке электрической дугой и при электрической сварке давлением. Определены две составляющие данной энергии: та примененная при сварке (Es) и та включенная в металл, необхадимый сварке (Em).

Полученные данные применяются при разработке практических методов снижения расхода электроэнергии при сварке металлов.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 589—593

ДК: 669.15.018.45

Трушкулеску, М. и *Флешер, Ф.:* **Изучение поведения при повышенных температурах стали 12CMoV3**

Поведение стали 12CMoV3 анализировано на основе лабораторных изысканий, в состоянии под тепловым напряжении, следовательно термическим и тепловым. Результаты количественных микроструктурных анализов коррелируются с коротковременными механическими характеристиками и с большей продолжительностью. Установлены математические соотношения между отмеченными характеристиками, находящиеся на высоких уровнях достоверности.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 594—598

ДК:669.054.8:628.311

Опреа, Ф., Поп, В. и *Хаяс, Л.:* **Рекуперация полезных металлов из шламов от очистки сточных вод из оцинкованных устройств**

Работа представляет полученные результаты опытами относительно возможности использования полезных металлов (Ni, Cr, Cu, Pb и т.д.), содержащиеся в шламах от оцинкованных устройств. Имелись в виду пиро и гидрометаллургические методы, преследуя расходы материалов, энергии и топлива и расходы связанные с рабочим оборудованием и эффективность при которой рекуперируются металлы, находящиеся в этих шламах.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 599—602

ДК: 629.138:669.715'295

Иенчю,;М., Молдован, П., Панаит, Н., Бузату, М. и *Бузату, Родика:* **Исследования относительно освоения и улучшения металлических материалов на основе алюминия и титана для аэронавтики**

В работе представлены исследования относительно определения технологических параметров для проектирования промышленной установки фильтрования-дегазации сплавов на основе алюминия для аэронавтики. Опробования проведены на следующих марках сплавов: AlMg5S, AlMg5, D16, 2024.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 603—606

ДК: 669.184.244.86:621.745.451

Мургулец, Н., Вакуу, Сильвия и *Войку, Г.:* **Синтетический флюс для выплавки стали в кислородных конвертерах**

Лабораторные исследования указали на возможность реализования основного синтеризированного материала, с отношением $CaO:SiO_2 = -14-25$, далее который был изготовлен в промышленных установках с отношением $CaO:SiO_2 = 14-18$ и содержанием железа более 30%, большинство в виде Fe_2O_3. Этот материал является особым эффективным флюсом для выплавки стали в кислородных конвертерах способствуя преждевременному образованию основного и жидкого шлака со всеми вытекающие из этого преимуществами.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 607—608

ДК: 669.182:669.046.54

Трипша, И. и *Пумнеа, К.:* **Современные технологии выплавки стали**

В работе представлен обзор по исследованиям относительно выплавки новых заменяющих марок антикоррозийных и жаростойких сталей Cr-Mn-Ni-N, характеризующиеся высокой чистотой и повышенными механическими характеристиками.

Замена в большей степени никеля как легирующий элемент в составе антикоррозийных и жаростойких сталей позволяет реализовать значительные экономии импортных ферросплавов, как сохранение механических характеристик при высоких величинах.

В работе кратко представлены неусловные технологии, большой перспективы для выплавки антикоррозийных и жаростойких сталей, главным образом огнеупорной металлургии.

Metalurgia 36 (1984), nr. 11, p. 609—615

PROGRAMUL SESIUNII

Referate

1. Prof. dr. doc. ing. **Suzana Gâdea**
Membru corespondent al Academiei R.S.R. — *Tendințe noi în metalurgie*

2. Dr. ing. **Ianeu Drăgan**
Director general al Institutului Central de Cercetări Metalurgice — *Materiale metalice pentru industriile de vîrf*

Comunicări

3. **N. Geru, Georgeta Coșmeleață, O. Todiriță, Gh. Oros, V. Ursu** — *Cercetări privind înlocuirea oțelurilor rapide cu conținut ridicat de wolfram sau de wolfram și cobalt cu oțeluri mai convenabile din punct de vedere economic*

4. **Suzana Gâdea, Maria Petrescu, M. Vavernea, Camelia Mineiunescu** — *Cercetări asupra călirii din stare lichidă pentru obținerea de noi aliaje*

5. **T. Dulămiță, M. Cojocaru, E. Florian, O. Todiriță** — *Asimilarea unor materiale de scule cu conținut redus de elemente de aliere și durabilitate mărită*

6. **C. Rizescu, N. Drăgan, V. Ursu, Viorica Mercea, M. Dobrescu, L. Pencea, P. Ianc, Silvia Jurubiță, Nicoleta Cătuneanu, E. Baroncea, Liuba Damian, D. Dulamă, A. Florea, Gh. Damaschin, V. Munteanu, M. Budur** — *Cercetări privind realizarea oțelurilor rezistente în medii cu hidrogen*

7. **Tr. Sălăgean** — *Căi de reducere a consumului de energie electrică la sudare*

8. **M. Truşculescu, Tr. Fleşer** — *Studiu asupra comportării la temperaturi ridicate a oțelului CMoV3*

9. **Fl. Oprea, V. Pop., L. Haias** — *Recuperarea metalelor utile din nămolurile de la epurarea apelor reziduale din instalațiile de galvanizare*

10. **Fl. Oprea, I. Paraschiv, D. Podui** — *Extragerea bismutului din soluțiile de la prelucrarea hidrometalurgică a concentratelor Cu—Bi*

11. **M. Ienciu, P. Moldovan, N. Panait, M. Buzatu, Rodica Buzatu** — *Cercetări privind asimilarea și îmbunătățirea unor materiale metalice pe bază de aluminiu și titan pentru industria aeronautică*

12. **H. Colan** — *Cercetări privind materiale și produse noi obținute prin metalurgia pulberilor*

13. **C. Corlei** — *Contribuții la stabilirea unei tehnologii optime de prelucrare a materialelor refolosibile din plumb în R.S. România*

14. **N. Murguleț, Silvia Vacu, Gh. Voicu** — *Fondant sintetic pentru elaborarea oțelului în convertizoarele cu oxigen*

15. **I. Tripșa, C. Pumnea** — *Tehnologii moderne de elaborare a oțelului*

16. **N. Petrescu, Lucia Ganovici, Mirela Brițchi** — *Progrese în rafinarea electrolitică a cuprului prin folosirea electroliților organici și prin purificarea electrolitului din electroliza convențională*

17. **M. Teodorescu** — *Corelația între structură, caracteristicile mecanice și prelucrabilitate la unele oțeluri carbon și aliate, în vederea reducerii consumului de materiale și energie la prelucrare*

18. **S. Șontea, M. Băltănoiu, I. Bivolaru** — *Contribuții la integrarea pulberilor indigene pentru fabricarea de piese sinterizate în industria de mașini-unelte și electrotehnică*

19. **D. Drimer, Al. Mihai, R. Iova** — *Asupra bazelor teoretice ale recondiționărti materialelor metalice în construcția de mașini*

20. **V. Deac** — *Cercetări privind reducerea consumului energetic la nitrurarea ionică*

METALURGIA 11
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA
1984

Tendinţe noi în metalurgie

Prof. dr. doc. ing. Suzana Gâdea
Membru corespondent al Academiei R.S.R.

În cadrul sesiunilor de comunicări ştiinţifice devenite tradiţionale în secţia a III-a (secţia tehnică) a Academiei R. S. România, se înscrie astăzi un program de metalurgie avînd ca temă „Tendinţe noi în metalurgie". Numărul lucrărilor primite din partea întreprinderilor metalurgice, a institutelor de cercetare de profil şi a cadrelor didactice din învăţămîntul superior metalurgic a depăşit cifra de 60, aşa încît nu a fost posibil să fie incluse toate în programul actualei sesiuni, celelalte urmînd să facă obiectul simpozionului din anul 1984. Acest răspuns se consideră ca o dovadă de interes pentru manifestările Academiei R. S. România, dar şi ca o dovadă a preocupării existente în colectivele de cercetare şi producţie metalurgică pentru diversificarea obţinerii în ţară a materialelor metalice necesare economiei naţionale, în spiritul documentelor de partid şi a indicaţiilor tovarăşului secretar general al partidului.

Conferinţa Naţională a partidului din decembrie 1982, chemată să stabilească direcţiile strategice ale înaintării României pe calea progresului şi civilizaţiei, analizînd ştiinţific şi realist evoluţia dezvoltării economice a ţării noastre, a configurat un ansamblu coerent de direcţii de dezvoltare în condiţiile crizei de durată care zguduie economia mondială. Raportul la Conferinţa Naţională al secretarului general al partidului, tovarăşul Nicolae Ceauşescu, prezintă un program de dezvoltare economică şi tehnică constructiv, bazat nu pe limitarea creşterii economice în condiţiile crizei mondiale a materiilor prime şi energiei, ci prin restructurări de esenţă ale industriilor din componenţa economiei naţionale, în direcţia accentuării elementelor calitative care să asigure valorificarea avantajoasă şi completă a resurselor naturale de energie şi materiale ale ţării.

În acest efort, hotărîtoare sînt cele două mari componente ale industriei grele (industria metalugică şi industria constructoare de maşini), care au încorporat un uriaş efort uman şi financiar făcut de poporul nostru în anii construcţiei socialismului.

Industria metalurgică a înregistrat creşteri spectaculoase în raport cu cel mai ridicat nivel al producţiei din perioada antebelică : producţia de fontă a sporit de 66 de ori, producţia de cocs de 37 de ori, producţia de oţel brut de 46 de ori, producţia de laminate finite pline de 30 de ori. În domeniul metalelor neferoase, pe lîngă dezvoltarea producerii metalelor tradiţionale în ţara noastră (zinc, plumb, cupru, metale preţioase ş.a.), a fost creată industria aluminiului şi cea a extracţiei uraniului şi sînt în curs de realizare obiectivele industriale pentru producerea în ţară a două din cele mai importante metale moderne — titanul pentru construcţii aeronautice şi zirconiul pentru energetica nucleară.

Obiectivul prioritar, scos în relief la Conferinţa Naţională a partidului în strategia dezvoltării economico-industriale a ţării în etapa actuală şi de perspectivă, îl constituie restructurarea ramurilor industriale în sensul micşorării ponderii în valoarea produselor, a materialelor şi energiei, a creşterii ponderii prelucrării şi a „inteligenţei incorporate". Realizarea acestui obiectiv se preconizează să fie făcută prin valorificarea completă a bazei de materii prime interne (materiale primare şi materiale secundare sau recirculate) în scopul reducerii masive a importurilor. Asigurarea echilibrului material şi financiar al dezvoltării R.S.R. impune cu stringenţă asimilarea producerii în ţară a unei mari varietăţi de produse metalurgice noi şi de calitate. Aspectul economic implicat în obţinerea în ţară a acestor noi produse, cu consumuri energetice reduse şi cu declasări minime, este o problemă de competenţă profesională cu efecte majore în bilanţul economiei naţionale, cu atît mai mult cu cît trebuie luată în considerare scumpirea vertiginoasă în ultimul deceniu a principalelor materii prime. În perioada 1970—1980 preţurile au crescut de 22 de ori la ţiţei, de 2,5—4 ori la cărbune, de 5 ori la bauxită, de 1,7 ori la minereul de fier, de 1,5 ori la minereul de cupru.

În realizarea producerii în ţară a materialelor metalice de calitate, industria metalurgică a R.S.R. dispune astăzi de o bază tehnică modernă, de capacităţi de producţie suficiente pentru satisfacerea cerinţelor de metal ale eco-

nomiei naţionale şi pentru participarea activă la schimbul şi cooperarea internaţională. Industria siderurgică realizează astăzi după tehnologii moderne şi în regim de înaltă automatizare o mare gamă de produse metalice necesare economiei naţionale. Dintre produsele cu grad înalt de prelucrare metalurgică obţinute în ţară sînt de menţionat : ţevile pentru forajul şi extracţia ţiţeiului, pentru construcţii, pentru cazane, pentru conducte din oţeluri inoxidabile şi refractare, table şi benzi din oţel laminate la rece, table şi benzi zincate, table şi profile speciale pentru construcţii navale şi autovehicule, benzi din oţel silicios pentru industria electrotehnică, sîrme trase la rece, oţeluri pentru rulmenţi, oţeluri inoxidabile şi refractare pentru instalaţiile chimice şi termoenergetice. Din punct de vedere al tehnologiilor utilizate, ponderea în elaborarea oţelului o deţin procedeele moderne rapide (~50 % în convertizoare cu oxigen, ~16 % în cuptoare electrice) şi numai ~34 % prin procedeul clasic de elaborare în cuptor Martin. Ca structură sortimentală, ponderea oţelurilor de calitate depăşeşte astăzi jumătate din producţia anuală (~30 % oţel carbon de calitate superioară, ~18 % oţel slab aliat, ~9,5 % oţel mediu şi înalt aliat).

Pe linia modernizării tehnologiilor de elaborare — turnare a oţelului sînt de amintit : realizarea la Hunedoara a oţelului cu conţinut foarte scăzut în carbon ; la Galaţi, în noul convertizor cu mediu de argon este posibilă obţinerea oţelurilor inoxidabile cu carbon redus pentru centrale energetice nucleare şi pentru uzina de apă grea ; darea în funcţiune la Cîmpia Turzii a instalaţiei de concepţie românească pentru degazarea în vid a oţelului ; extinderea la Galaţi şi intrarea în funcţiune la Călăraşi a instalaţiei de turnare continuă a oţelurilor.

În utilizarea bazei materiale de care dispune azi industria metalurgică a R.S.R. se impune însă o mai mare mobilitate şi adaptabilitate la exigenţele actuale privind diversificarea produselor pentru înlocuirea importului şi un mai atent discernămînt în promovarea utilizării materialelor celor mai economice. Pentru a da doar cîteva exemple, menţionăm că ponderea oţelurilor Cr—Ni din consumul total de oţel inoxidabil este în R.S.R. de 80%, faţă de 70 % în S.U.A. şi 50 % în Franţa, antrenînd un consum nejustificat de nichel importat ; oţelurile rapide înalt aliate cu elemente deficitare (W, Mo) se utilizează în proporţie exagerată în domeniul producerii sculelor.

În promovarea asimilării în ţară de noi materiale metalice sînt de luat în considerare sensurile prioritare în care a evoluat şi evoluează producţia metalurgică pe plan mondial. În ultimele trei decenii aceasta a cunoscut o multiplicare cantitativă de peste 5 ori.

Ceea ce este însă mai important este faptul că s-a petrecut o diversificare calitativă a producerii aliajelor pe baze ştiinţifice, cercetările metalurgice fundamentale făcînd posibilă o creativitate în ceea ce se numeşte „design-ul" structurii şi proprietăţilor aliajelor care înlocuieşte treptat un empirism milenar. Astfel, teoria defectelor de reţea permite astăzi să se realizeze creşterea rezistenţei mecanice a materialelor metalice prin utilizarea în cunoştinţă de cauză a mecanismelor de durificare, acţionînd prin aliere şi tratamente termomecanice în sensul de a întîrzia „intrarea materialului în plasticitate" prin punerea în mişcare simultan şi în număr mare a dislocaţiilor şi vacanţelor. La cerinţa de creştere a rezistenţei mecanice, care a dominat cercetările metalurgice fundamentale şi aplicative în perioada 1950—1970, se adaugă astăzi imperativul de optimizare a ansamblului unor proprietăţi foarte variate. Cercetările sînt dirijate astăzi spre obţinerea de materiale metalice cu rezistenţă mecanică ridicată, cu rezistenţă chimică la mediu, cu formabilitate facilă, şi mai mult decît oricînd în trecut se cere simultaneitatea acestor proprietăţi. Beneficiarii cer metalurgului să găsească materiale metalice cu proprietăţi optime la toate genurile de solicitări. Cu acest scop au fost întreprinse cercetări de mare anvergură în direcţii ca :

— obţinerea de oţeluri cu rezistenţă mecanică şi rezilienţă ridicată, prin aliere şi tratamente termomecanice ;

— obţinerea concomitentă a rezistenţei mecanice ridicate şi a unei ductilităţi mari prin transformare martensitică indusă de deformarea plastică (oţeluri TRIP) ; această îmbinare neobişnuită şi dezirabilă de proprietăţi mecanice este asigurată de o morfologie a substructurii martensitei formate prin deformare plastică, puternic diferită de a martensitei rezultate prin transformare spontană, interacţiunea între elementele de aliere şi imperfecţiunile reţelei de tipul defectelor de împachetare jucînd un rol decisiv ;

— obţinerea de aliaje cu memoria formei, prin transformarea martensitică termoelastică în aliaje neferoase ordonate ; revenirea materialului la forma anterioară deformării plastice este realizabilă sub efectul unui anumit ciclu termic. Aliajele îşi găsesc aplicaţii pentru antene spaţiale, contacte electrice şi asamblări mecanice realizate prin încălzirea aliajelor cu memorie deformate la temperaturi criogenice ;

— obţinerea de aliaje superplastice cu rezistenţă reziduală ridicată. În condiţii de superplasticitate, asigurate de o microstructură ultrafină la temperaturi ridicate, prelucrarea prin deformare plastică devine un proces de fluc-formare bazat pe curgere vîscoasă la limita de grăunte, care permite deformări de 1 000 pînă

la 2 000 % sub presiuni de zeci de ori mai mici decît cele aplicate în procedeele clasice. Alungirea excepțională în cursul încercării la tracțiune a unei epruvete din aliajul eutectic superplastic Pb + 62 % Sn este pusă în evidență în figura 1. Starea de superplasticitate a unor aliaje

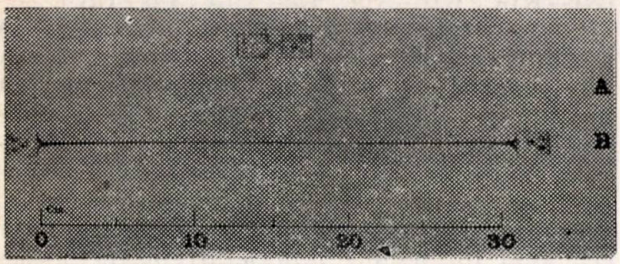


Fig. 1. Alungirea excepțională a aliajului superplastic Pb+ 62 % Sn:
A — epruvetă inițială; B — epruvetă după aplicarea tracțiunii

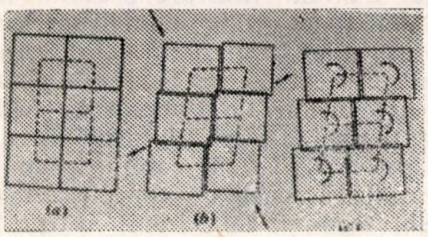


Fig. 2. Alunecarea între grăunți la deformarea superplastică cu acomodare realizată prin fluaj: *a — ansamblu de grăunți înainte de deformarea superplastică; b — alunecare egală între grăunți pe toate interfețele; c — alunecare inegală între grăunți (mai mică pe interfețele verticale) însoțită de rotația grăunților*

Fig. 3. Alunecarea între grăunți în cursul deformării superplastice a aliajului Sn + 5 % Bi (deformat cu $\varepsilon = 10\%$; $\dot{\varepsilon} = 3 \cdot 10^{-5}$/s, $m = 0{,}4$); zgîrietura din regiunea *G* apare deplasată după alunecarea celor doi grăunți vecini (micrografie electronică pe replică)

la anumite temperaturi și viteze de deformare este rezultatul aplicării unor principii moderne de metalurgie fizică: structura bifazică a aliajului împiedică creșterea prin recristalizare a grăunților matricei la temperatura de deformare, iar dislocațiile nu mai produc procese de alunecare în interiorul grăunților (ca la deformarea plastică clasică), ci simple acomodări la limita de grăunte (fig. 2) pentru păstrarea contactului între grăunții ce alunecă între ei. Procesul de alunecare între grăunți și nu în interiorul grăunților la deformarea superplastică este pus în evidență în micrografia electronică de transmisie pe replică a aliajului superplastic Sn + 5 % Bi (fig. 3);

— obținerea simultană a formei piesei și a microstructurii adecvate proprietăților de utilizare prin control perfect al regimului termic de solidificare. Pe această cale s-au obținut, în ultimele decenii, performanțe spectaculoase în geometria și structura pieselor turnate: fabricarea turbinelor cu palete integrate pentru motoare de aviație și motoare Diesel prin turnare cu model pierdut în atmosferă controlată; palete monocristaline cu rezistență foarte mare la fluaj, palete cu macrostructură controlată, rezistente la oboseală;

— optimizarea rezistenței mecanice în volum a materialului și a rezistenței sale superficiale, în condițiile tehnice actuale în care creșterea solicitărilor mecanice impuse este însoțită de creșterea agresivității chimice a mediului, coroziunea sub sarcină fiind un fenomen din ce în ce mai frecvent. Această optimizare impune din ce în ce mai mult tratamentele superficiale ale pieselor și în mod special metalizările prin difuzie. Dat fiind precizia cerută, foarte multe din aceste tratamente cer aplicarea unor tehnici de vîrf, cum sînt acoperirile în jet de plasmă, acoperirile cu metale refractare prin electroliză la temperaturi ridicate etc.;

— obținerea de materiale specifice energeticii nucleare. Nu este o exagerare afirmația că, în forma sa realizată practic, energetica nucleară reprezintă un triumf al științei materialelor. Transformarea reactorului nuclear dintr-un aparat fizic spectaculos într-o uzină energetică capabilă să furnizeze energie la preț competitiv cu centralele electrice clasice a fost posibilă în mare parte prin munca metalurgiștilor și a inginerilor de materiale. Multe materiale tehnice noi au fost produse la scară industrială în acest scop: uraniul și compușii de uraniu, plutoniul, grafitul pur, Zr, Mg, Be, Nb; materiale posedînd adesea proprietăți chimice supărătoare, structuri cristaline neconvenabile, proprietăți mecanice dificile și uneori prezentînd riscuri din cauza toxicității și radioactivității lor. Atît materialelor noi, cît și materialelor convenționale ca oțelurile, la utilizarea lor în construcția echipamentului reactoarelor nucleare li s-au impus comportări adeseori la limita posibilităților de rezistență la radiații, temperaturi ridicate, solicitări mecanice și coroziune, din necesitatea de a ridica continuu temperaturile și presiunile de lucru ale reactoarelor nucleare energetice. Cercetările fundamentale în metalurgie și știința materialelor, dirijate într-o varietate de direcții, au condus la materiale metalice noi, rezistente la fluaj în cîmp

de radiații și solicitări termice, rezistente la acțiunea corosivă a agenților de răcire ai reactoarelor nucleare energetice. Ca rezultat al recentelor progrese în metalurgie și știința materialelor, din punct de vedere științific nu există o barieră în calea dezvoltării celei mai mari promisiuni în energetica viitorului, reactoarele bazate pe fuziunea nucleară. Desigur, în acest domeniu vor fi necesare încă eforturi științifice mari pentru punerea în lucru a unor tehnologii scumpe și poate chiar aventuroase; spre exemplu, materialele supraconductoare în cîmpuri mari sînt de așteptat să constituie o componentă esențială a acestor reactoare.

O altă categorie de materiale noi, în care se investește în prezent o mare cantitate de efort științific, o reprezintă compozitele durificate cu fibre, în care, datorită unui veritabil efect de sinergism, se realizează proprietăți mult superioare sau extrem de diferite calitativ față de proprietățile fazelor constitutive. Printre tehnicile de producere și încorporare a fibrelor în matrice (metode mecanice, metode de metalurgia pulberilor etc.) se distinge tehnica solidificării unidirecționale a eutecticelor, în care formarea compozitului se realizează într-o singură etapă prin creșterea concomitentă din lichid a fibrelor și matricei în condiții de echilibru termodinamic, ceea ce asigură o stabilitate a structurii la temperaturi ridicate și coerență perfectă a fibrelor cu matricea.

Compozitele eutectice orientate prezintă rezistențe mecanice (la deformare, la rupere, la oboseală) net superioare comportării aliajului eutectic obișnuit cu structura neorientată. Proprietățile mecanice sînt și mai mult îmbunătățite atunci cînd una din fazele sistemului compozit este obținută sub formă de filamente monocristaline (whiskers) care au diametre de cîțiva microni și sînt practic lipsite de defectele întîlnite în mod curent în rețelele cristaline. Durificrea compozitelor se bazează pe utilizarea proprietăților de plasticitate ale matricei care, prin intermediul interfeței matrice-fibră transmite fibrelor încorporate solicitarea aplicată sistemului compozit, iar fibrele, datorită naturii lor au proprietatea de a suporta sarcini mari; în acest fel, rezistența materialului compozit se apropie de aceea a fibrelor. Stabilitatea structurală a compozitelor eutectice le asigură proprietăți mecanice superioare la temperatură înaltă, impulsul în dezvoltarea lor fiind dat de exigențele tehnologiilor avansate din domeniul construcțiilor aerospațiale, ale reactoarelor nucleare de temperatură înaltă, ale turbinelor cu gaz (compozite eutectice din sistemele Al—Cu, Al—Cu—Mg, Al—Ni sau din sistemele Ni—Nb, Ni—Ti, Ni—Al—Cr, Ni—Al—Mo). Pentru a da un exemplu, vom menționa că rezistențe mecanice superioare tuturor aliajelor de titan actuale le prezintă compozitul eutectic cu matricea de Ti și fibre aliniate de compus Ti_5Si_3 care, după o expunere de 4000 de ore la 565°C își menține o rezistență de 200 daN/mm². La fel de promițătoare pentru utilizări la temperaturi înalte sînt sistemele pseudobinare, constituite din matrice metalică și carburi refractare dispuse ca fibre sau lamele orientate (Ni—NbC, Nb—NbC, Ta—Ta_2C, Co—CrC).

O varietate de proprietăți interesante le prezintă compozitele eutectice în care matricea este constituită dintr-un semiconductor cu mobilitate ridicată a electronilor, iar faza aliniată este metalică. Asemenea structuri pot constitui elemente componente în dispozitive termoelectrice, termoenergetice și magnetorezistive.

Compozitul eutectic InSb—NiSb prezintă cele mai interesante proprietăți magnetorezistive, întrucît compusul semiconductor InSb are cea mai mare mobilitate a electronilor dintre toate materialele disponibile azi, iar compusul metalic NiSb are o conductibilitate electrică cu două ordine de mărime mai mare ca a compusului InSb. Prin solidificare unidirecțională, eutecticul InSb—NiSb poate fi azi obținut în cantități de interes tehnologic (bare cu greutate pînă la 1 kg) sub formă de compozit, în care fibrele aliniate de compus metalic NiSb scurtcircuitează zonele de compus semiconductor InSb, formînd un circuit integrat natural. Acest dispozitiv semiconductor permite realizarea practică a unui mare număr de idei bazate pe efectul magnetorezistiv (măsurarea cîmpurilor magnetice în magneții criogeni, modularea curenților slabi, rezistori și potențiometre fără contact etc.).

Compozitul eutectic InSb—NiSb se remarcă și printr-o spectaculoasă eficiență termoelectrică, datorită conductibilității termice foarte ridicate a fibrelor de NiSb, care nu împietează asupra tensiunii termoelectrice a matricei semiconductoare constituită din compusul InSb. În compozitele eutectice Sb—InSb (cu filamente de Sb în matricea de InSb) și Bi_2Te_3—Te (cu plăcuțe de Bi_2Te_3 în matrice de Te), eficiența termoelectrică poate fi manevrată acționînd asupra condițiilor de solidificare unidirecțională care determină finețea de dispersie în matrice a fazei orientate.

În contextul preocupărilor de asimilare în țară a unor materiale și produse metalurgice noi, un tur de orizont al celor mai noi realizări în domeniu, produse în 1983 pe plan mondial, poate fi relevant.

În domeniul metalelor și aliajelor neferoase, tendințe noi de dezvoltare se manifestă în următoarele direcții:

În categoria *aliajelor de aluminiu* se impun comercial două grupuri de aliaje noi: aliajele Al—Li și aliajele de aluminiu sinterizate din pulberi prealiate. Aliajele Al — Li ultrașoare, cu modul de elasticitate ridicat și cu rezistențe mecanice comparabile cu ale dural-urilor și zicral-urilor clasice, se anunță ca principalele

concurente ce pot să întîrzie introducerea compozitelor în construcţiile aerospaţiale (permiţînd reduceri de 10% în greutate în construcţia lonjeroanelor aripilor şi a învelişurilor aeronavelor). Produse mari forjate, matriţate şi extrudate din compacte sinterizate din pulberi prealiate de aliaje din seria zicral-urilor (cu mici adaosuri de Zr, Co şi Cr) pot fi obţinute cu un ansamblu de proprietăţi mecanice remarcabile: limită de curgere peste 58 daN/mm², nivel ridicat de tenacitate şi rezistenţă la coroziune. În plus, un asemenea aliaj poate fi prelucrat în stare superplastică prin operaţii de formare la temperaturi ridicate.

În categoria *aliajelor de titan* mutaţiile se manifestă atît în tipurile de aliaje, cît şi în aplicaţii: în construcţii aeronautice aliajele convenţionale din clasa structurală $\alpha + \beta$ (Ti—6Al—4V; Ti—6Al—6V—2Sn) îşi găsesc un concurent în noile aliaje din clasa structurală β (Ti—10V—2Fe—3Al), ce permit reduceri substanţiale în greutate în aplicaţiile aeronautice, datorită rezistenţei mari asociate cu o excelentă tenacitate. Totodată ele reprezintă un material ideal pentru forjori, putînd fi matriţate la cald la forme şi dimensiuni precise. În privinţa aplicaţiilor neaeronautice, acestea sînt în creştere cu 10—15% pentru domenii ca extracţia petrolului (în special a celui submarin), în industria chimică, la depoluare ş.a., în special datorită micşorării decalajului de preţ faţă de aliajele pe bază de nichel. Pentru aplicaţiile neaeronautice a fost creat un nou aliaj (Ti—0,3 Mo—0,8 Ni) rezistent la coroziune în acizi reducători şi în soluţii saline, care este principalul candidat ca material pentru conteinerele deşeurilor nucleare.

În categoria *aliajelor de magneziu* au fost dezvoltate aliaje de mare rezistenţă, tratabile termic şi sudabile din sistemul Mg—Zn—Cu—Mn cu un debuşeu în creştere în domeniul construcţiei automobilelor.

În categoria *aliajelor de cupru* interesul se concentrează pe bronzurile cu beriliu, bronzurile speciale cu staniu şi pe aliajele Cu—Ni. Benzi de bronz cu beriliu durificate prin ecruisaj, electrozi pentru sudură prin rezistenţă din bronz cu 0,3—0,6% Be (cu conductivitate electrică de 60% faţă de cuprul standard şi limită de curgere peste 75 daN/mm²), capcane termice pentru noua generaţie de circuite integrate la scară largă în electronică, scule de prelucrare a maselor plastice şi pentru turnarea continuă a oţelului şi a aluminiului sînt numai cîteva din noile produse şi aplicaţii ale bronzurilor cu beriliu.

O nouă varietate de bronz special cu staniu (Cu—2,5Sn—1,5Ti—0,4Cr) prezintă o interesantă combinaţie de duritate şi conductivitate după tratamentul de punere în soluţie, laminare şi îmbătrînire, prezentîndu-se ca un înlocuitor eficient al bronzului cu beriliu pentru arcuri. Un nou bronz de mare conductivitate electrică (95% faţă de a cuprului standard) cu 0,15%Zr tinde să înlocuiască bronzul cu cadmiu pentru comutatoarele de distribuţie a energiei, eliminînd problema toxicităţii cadmiului şi prezentînd rezistenţă la înmuiere şi proprietăţi de elasticitate superioare bronzului cu cadmiu.

O versiune modificată a aliajului Cu—0,045 Mg—0,1Zr—0,6Cr este utilizată pentru ajutajul răcit cu apă al primului etaj de temperatură înaltă al generatoarelor turbinelor cu gaze, comportîndu-se excelent la temperaturi pînă la 3 000°C.

Aliajele rezistente la coroziune 90 Cu—10 Ni îşi găsesc un debuşeu de mare tonaj pentru placarea carenelor vaselor maritime, în scopul protecţiei anticorosive şi al împiedicării depunerilor de alge, reducîndu-se astfel consumul de combustibil şi cheltuielile de întreţinere.

În categoria *aliajelor de zinc*, dezvoltarea aliajelor de turnare sub presiune cu 12 şi mai ales cu 27% Al, turnate în forme permanente de grafit, asigură proprietăţi de rezistenţă superioare celor ale aliajelor de aluminiu, excelentă calitate a suprafeţei pieselor şi proprietăţi de antifricţiune, la un cost mai redus decît al bronzurilor cu staniu. O aplicaţie specială a zincului, prevăzută pentru pătrunderea comercială masivă după 1985, o constituie bateriile electrice Ni—Zn şi Zn—cloruri, ca înlocuitoare ale actualelor acumulatoare cu plăci de plumb. Bateriilor cu Zn li se prevede ca principal debuşeu domeniul automobilelor electrice şi al acumulatoarelor de vîrf în centralele electrice, bateriile cu Pb rămînînd să funcţioneze pentru instalaţii industriale staţionare şi pentru vehiculele miniere din subteran.

În categoria *aliajelor netradiţionale* sînt realizate progrese remarcabile în producerea comercială a aliajelor de tantal, a sticlelor metalice şi a materialelor compozite.

Pentru condiţii de coroziune din industria chimică, cărora nu le pot răspunde nici oţelurile inoxidabile, nici aliajele de titan, au fost dezvoltate aliaje de tantal cu 40%Nb, la un cost inferior celui al tantalului pur.

Sticlele metalice sau aliajele amorfe se produc prin solidificare rapidă din topitură şi prezintă proprietăţi complet neobişnuite: unele sticle metalice depăşesc rezistenţa la coroziune a platinei. Duritatea şi rezistenţa mecanică sînt asociate cu permeabilităţi magnetice uluitoare şi cu posibilităţi de a suferi deformări plastice locale. Principala aplicaţie ce se conturează pentru sticlele metalice o constituie utilizarea lor ca materiale cu pierderi magnetice mici pentru transformatoare, motoare şi generatoare electrice. Promovarea acestor materiale este asistată de preţul în creştere al energiei electrice şi de propriul lor preţ aflat în scădere. Se apreciază că în perioada 1984—1986 preţul

benzilor de aliaje amorfe pentru miezul transformatoarelor ar putea să fie doar dublul prețului tablei de oțel silicios texturat și că folosirea lor în locul tolelor de oțel silicios ar putea reduce cu 2/3 pierderile de energie în transformatoare.

Dintre materialele compozite, o atenție deosebită se acordă compozitelor cu matrice de aluminiu (sau aliaje de aluminiu) durificate cu particule sau cu whiskeri de carbură de siliciu, prelucrate prin metalurgia pulberilor și apoi deformate prin extruziune, laminare sau forjare.

În domeniul aliajelor obținute prin *metalurgia pulberilor*, principalele noutăți apărute se referă la materialele pentru scule din carburi dure sinterizate și la obținerea de noi aliaje din pulberi solidificate rapid prin călire din stare lichidă.

Pentru sculele din carburi dure sinterizate a devenit economică producerea pulberilor din carbură de W—Mo, în care o proporție importantă din atomii grei de W sînt înlocuiți prin atomi de Mo cu masă atomică de 2 ori mai mică. Se realizează proprietăți comparabile cu cele ale sculelor din carbura de W clasică, dar cu o mai eficientă utilizare a metalului carburii, datorită volumului specific mai mare al noilor carburi. Sînt în stadiu avansat de studiu și noi compoziții mai avantajoase economic pentru sculele din aliajele dure sinterizate, ca de exemplu compoziția realizată prin sinterizarea unui amestec de pulberi de WC—Co și pulbere de fier, urmată de infiltrarea cu un aliaj de cupru.

Solidificarea rapidă prin călire din stare lichidă oferă posibilități fascinante pentru producerea aliajelor, eliminînd o serie din cele mai supărătoare probleme din metalurgie, cum sînt segregațiile, insolubilitatea sau imiscibilitatea între metalele cu diferențe mari de densitate sau de temperaturi de topire ș.a. Metalurgia pulberilor se anunță ca cea mai promițătoare cale de utilizare industrială a aliajelor solidificate rapid prin călire din stare lichidă, utilizînd fie direct pulberile obținute prin această metodă, fie pulberile rezultate prin măcinarea unor filamente fragile rezultate prin călirea din topitură. Aplicațiile industriale imediate pentru aceste noi materiale prevăd obținerea de filiere din aliaje pe bază de fier, structuri pentru aeronave din aliaje Al—Li, piese pentru turbine și motoare cu reacție din superaliaje.

În domeniul *acoperirilor metalice* pentru protecție anticorosivă și a acoperirilor pentru rezistența la uzare, cîștigă teren acoperirile cu Al și cu Zn, precum și acoperirile cu carburi.

Acoperirea prin pulverizare cu Al lichid se conturează ca înlocuitor al protecției prin vopsirea oțelurilor pentru construcțiile navale. Straturi de Al pur cu grosimi de 150—250 μm, cărora li se aplică un strat de siliciu pentru închiderea porilor, sînt prevăzute pentru protecția anticorosivă a structurilor metalice submarine, a conductelor, a pistelor pentru elicoptere ș.a. Aluminizarea prin depunere din vapori este utilizată pentru acoperirea oțelului slab aliat cu crom (1,25 % Cr), asigurîndu-i o rezistență la coroziune în medii decarburante și în medii cu sulf, comparabilă cu a oțelului cu 12 % Cr.

O altă modalitate nouă de protecție anticorosivă a oțelului pentru construcții navale o constituie zincarea prin pulverizare în arc electric. Două jeturi de Zn lichid sînt proiectate simultan sub presiune spre un punct convergent din piesă și energizate electric, formîndu-se un arc. Căldura de la laminarea tablelor de oțel poate fi folosită pentru topirea zincului care este pulverizat și suflat în jet de aer comprimat pe suprafața tablelor sau benzilor de oțel. În acoperirile de protecție cu Zn, o altă noutate importantă o constituie noul aliaj de galvanizare Zn + 5 % (Al + mischmetall) care asigură o rezistență la coroziune de 2—3 ori mai mare decît cea a oțelului galvanizat prin procedeul clasic, stratul galvanizat avînd o excepțională ductilitate.

Pentru sculele aşchietoare și piesele supuse la uzură se manifestă o tendință tot mai marcată de acoperire cu nitrură de titan printr-un proces de depunere fizică din vapori. Procedeul convențional de depunere din vapori a nitrurii de titan, acționînd la temperaturi de 800—900°C, nu poate fi aplicat sculelor, temperatura fiind mult deasupra temperaturii de revenire a oțelului. O versiune a procesului utilizînd plasmă catalizată acționează la temperaturi joase între 200 și 500°C, putînd fi aplicată și sculelor, fără riscul de distorsiune antrenat de aplicarea tratamentului termic după tratamentul termochimic. Sînt studiate și modalități de depunere fizică din vapori a unor acoperiri multiple cu 3—13 straturi (în grosime totală de 5—10 μm) de carbură de titan, nitrură de titan și oxid de aluminiu, stratul exterior fiind în toate cazurile din nitrură de titan din cauza culorii sale atractive ca a aurului.

În domeniul *fontelor* realizarea recentă cea mai deosebită o constituie fontele nodulare bainitice. Prin călire izotermă în intervalul 425—245°C se obțin în aceste materiale rezistențe la rupere de 95 daN/mm², asociate cu alungiri de 5—10 % sau rezistențe de 140 daN/mm², asociate cu alungiri de 2—3 %. Aceste proprietăți sînt datorate microstructurii specifice constituite dintr-un amestec de ferită bainitică și austenită. Datorită conținutului ridicat de siliciu al acestor fonte, prezența cementitei asociată în mod obișnuit cu transformarea bainitică este suprimată. Valorile ridicate ale călibilității necesare în aceste fonte sînt asigurate prin aliere cu Ni (1,5 %) și Mo (0,3 %). Această nouă clasă de fonte nodulare își găsește aplicații neabordabile în trecut pentru fonte,

ca de exemplu piese în mişcare pentru motoare Diesel, roţi dinţate puternic solicitate ş.a.

În dezvoltare sînt, de asemenea, fontele nodulare înalt aliate cu Si şi Mo, considerate drept candidat posibil pentru înlocuirea oţelurilor înalt aliate cu crom în eventualitatea unei penurii de crom. Siliciul asigură acestor fonte rezistenţă la oxidare, conductivitate termică joasă şi stabilitate la temperaturi ridicate a structurii feritice, iar molibdenul le asigură stabilitate dimensională şi rezistenţă la fisurare şi distorsionare. Prin tehnologii adecvate de turnare, aceste fonte pot fi turnate în secţiuni foarte subţiri, pînă la grosimi de perete de 1,5 mm.

În domeniul *oţelurilor*, cîteva exemple de realizări recente se referă la tendinţele din construcţia automobilelor, la obţinerea de produse plate şi tubulare cu rezistenţă şi tenacitate sporite, la obţinerea de semifabricate cu formabilitate şi prelucrabilitate prin aşchiere îmbunătăţite, la producerea de oţeluri inoxidabile superrezistente şi cu excepţională rezistenţă la coroziune, precum şi la producerea de oţeluri maraging fără cobalt.

În construcţia automobilelor tendinţa este de înlocuire a numeroase oţeluri aliate prin oţeluri carbon sau microaliate şi de a înlocui oţelurile aliate de cementare prin oţeluri tratabile termic cu aplicarea unor metode mai eficiente energetic de durificare superficială (călire cu curenţi de înaltă frecvenţă, nitrurare ionică, călire în fascicul de electroni, călire cu fascicule laser). Pe această linie, înlocuirea oţelului Mn—1Cr pentru unele piese ale automobilelor Renault printr-un oţel Mn—B a dus la o economie anuală de crom de 400 t. O atenţie specială se acordă oţelurilor pentru arcuri, urmărindu-se reducerea greutăţii şi mărirea efortului de lucru fără reducerea capacităţii de deflecţie; un astfel de oţel utilizat de firmele japoneze conţine 0,6C—2Si—0,8Mn—0,1Nb—0,2V.

În domeniul *produselor de oţel plate sudabile*, tendinţele sînt spre mărirea purităţii fizice şi a controlului formei incluziunilor nemetalice cu obţinerea de conţinuturi ultrascăzute de S şi P (< 0,01 %), prin aplicarea procedeelor de metalurgie în oală, în special injectarea de calciu. Un conţinut de carbon ultrascăzut (< 0,1 %) este cheia performanţelor noilor oţeluri sudabile de mare rezistenţă şi tenacitate (oţeluri slab aliate tratabile termic prin călire şi revenire).

În domeniul produselor tubulare de oţel, pentru R.S.R. prezintă interes noile oţeluri pentru condiţii severe de serviciu în extracţia petrolului şi a gazelor naturale, caracterizate prin rezistenţă la coroziune sub tensiune în medii cu sulf. Ca exemplu se menţionează un oţel slab aliat cu 0,18 C—0,4Si—1,5Mn—0,08V—0,03S, cu granulaţie ultrafină şi cu limită de curgere de minimum 47 daN/mm² în stare netratată şi 80 daN/mm² după tratament termic.

O tendinţă în creştere în domeniul produselor plate şi tubulare de oţel o constituie placarea pentru mărirea rezistenţei la coroziune şi abraziune în condiţii de prelucrabilitate uşoară şi preţ global scăzut. Tuburile bimetalice, constînd dintr-un înveliş exterior de oţel inoxidabil austenitic placat pe ţevi de oţel carbon sau de oţel slab aliat Cr—Mo, cîştigă teren pentru boilere în industria hîrtiei şi în alte aplicaţii. Superaliaje scumpe de tip Inconel sau Hastelloy pot fi înlocuite prin produse placate din oţel carbon sau slab aliat pentru confecţionarea vaselor de presiune.

Noua generaţie de oţeluri cu prelucrabilitate prin aşchiere sporită îşi datoreşte performanţele aplicării procedeelor de metalurgie în oală şi controlului formei incluziunilor, mai degrabă decît introducerii unor elemente de fragmentare a şpanului. Oţelurile desulfurate prin injectare de calciu prezintă incluziuni de formă controlată, care le asigură o prelucrabilitate prin aşchiere (în special cu scule din carburi dure) comparabilă cu a oţelurilor cu sulf pentru automate. În plus, aceste oţeluri cu conţinut ultrascăzut de sulf (< 0,01 %S) şi cu formă controlată a incluziunilor nemetalice au rezilienţe mari (inclusiv la temperaturi scăzute), formabilitate ameliorată prin deformare plastică şi procent de rebuturi micşorat în operaţiile de deformare la rece şi electroplacare. Calciul este utilizat, de asemenea, pentru mărirea prelucrabilităţii prin aşchiere la oţelurile resulfurate pentru prelucrare pe maşini automate, pe această linie cîştigînd popularitate oţelurile cu adaosuri combinate de Ca, Pb, S şi Te. S-a propus, de asemenea, înlocuirea plumbului (0,1 — 0,15 %) prin Bi, impedimentul fiind în acest caz costul relativ ridicat al bismutului. Tendinţa de ameliorare a prelucrabilităţii prin aşchiere se manifestă şi pentru oţelurile inoxidabile, ca de exemplu la noul oţel inoxidabil austenitic (0,08C, 16—18Cr, 5—6,5Ni, 5—6,5Mn, 1,75—2,25Cu, 1Si, 0,15S, 0,04P), prelucrabil pe maşini automate sau la noul oţel inoxidabil martensitic (0,7C—11Cr—Mo), cu o durabilitate a sculelor de trei ori mai mare decît a oricărui alt oţel inoxidabil de mare rezistenţă.

În domeniul oţelurilor inoxidabile există o cerinţă în creştere de materiale hiperrezistente pentru a economisi din spaţiu, din greutate şi din cost. În acest sens atenţia este îndreptată spre oţelurile austenitice durificate cu azot şi spre oţelurile cu structură duplex austenitică-feritică.

Dintre noile oţeluri austenitice cu azot se remarcă oţelul cu 20Cr—18Ni—6,1Mo—0,2N, rezistent la atacul la temperaturi şi presiuni înalte al soluţiilor de cloruri, şi oţelul cu 21Cr—11Ni—1,7Si—0,17N—0,04Ce rezistent la oxi-

dare la temperaturi de 1 150°C și cu rezistență la fluaj comparabilă cu a unor aliaje pe bază de nichel.

Adaosul de azot (0,15—0,20 %) în oțelurile duplex de tipul 18Cr—5Ni—2,7Mo sau 22Cr—5,5Ni—3Mo (decarburate cu argon-oxigen) le mărește limita de curgere pînă la nivelul de 70 daN/mm², îmbunătățindu-le totodată sudabilitatea, tenacitatea și rezistența la coroziunea de tip pitting. Aceste calități se adaugă calităților recunoscute ale oțelurilor inoxidabile cu structură duplex austenitică-feritică de a fi mai tenace decît oțelurile feritice și mai rezistente la coroziunea sub tensiune în mediu de cloruri decît oțelurile austenitice. În plus, oțelurile duplex pot fi prelucrate pentru a manifesta superplasticitate, un exemplu fiind aliajul Ferrallium superplastic cu 26Cr—5,5Ni—3Mo—1,7Cu—0,17N.

În domeniul oțelurilor durificabile prin precipitare de tip maraging, se impun atenției oțelurile fără cobalt. Aceasta rezolvă reticența proiectanților de a accepta oțelurile maraging datorită incertitudinilor în privința livrărilor de cobalt. Spre exemplu, noua compoziție de oțel maraging cu 18,5Ni—3Mo—0,75Ti—0,1Al prezintă o limită de curgere de ~140 daN/mm², cu ductilitate și tenacitate chiar mai bune decît a compoziției clasice care conținea 8,5 %Co. În aplicațiile oțelurilor maraging în construcția automobilelor (pentru arcuri și supape), durata de viață la oboseală este dublată prin aplicarea nitrurării după tratamentul de punere în soluție și îmbătrînire ; nitrurarea se aplică la 490—500°C în amestec de NH_3 și gaz endotermic sau în săruri (NaCN—KCN—NaCNO).

Materiale metalice pentru industriile de vîrf

Dr. ing. I. Drăgan
Director general al Institutului Central de Cercetări Metalurgice

Actuala sesiune de comunicări științifice a lucrătorilor din cercetarea metalurgică, dezvoltarea, proiectarea tehnologică și învățămîntul superior face un bilanț al activității desfășurate, încercînd să jaloneze în același timp și direcțiile în care va trebui să se acționeze în continuare pentru diversificarea producției, creșterea performanțelor tehnice și reducerea consumurilor specifice de material și energie. Astăzi, după cîțiva ani de activitate încordată, siderurgia mondială continuă să fie frămîntată de probleme deosebit de serioase pentru menținerea în producție a principalelor agregate și fluxuri tehnologice, în condițiile în care „piața oțelului" cunoaște încă anumite restricții și limitări. Prognozele pentru anul 1984 și în continuare, departe de a fi optimiste, sînt cel mult „rezervate" și, tocmai de aceea, cercetarea și dezvoltarea tehnologică din metalurgie sînt chemate mai mult ca oricînd să găsească și să stabilească soluții, în principal pentru valorificarea complexă a bazei proprii de materii prime, creșterea productivității, creșterea calității și diversificarea garanțiilor pe care producătorul de oțel le asigură consumatorilor și obținerea prin aceste căi a competitivității în desfacere și stabilizarea unor contracte de lungă durată.

Situația de ansamblu a siderurgiei mondiale, a bazei sale energetice și de materii prime evident că s-a făcut simțită și de siderurgia noastră, dar, urmare a măsurilor luate de conducerea partidului și statului nostru, industria siderurgică a cunoscut în continuare o dezvoltare, iar prin programul de investiții în curs de desfășurare, alături de crearea unor noi obiective, se asistă la modernizări importante ale unor fluxuri existente. În acest context de sarcini și preocupări, cercetarea, proiectarea tehnologică și învățămîntul superior metalurgic au fost antrenate și integrate în măsură și mai mare cu atît mai mult cu cît complexitatea și diversitatea problemelor care se cer a fi soluționate a crescut foarte mult.

În domeniul producerii cocsului, activitatea de cercetare științifică a urmărit în mod consecvent stabilirea de soluții pentru utilizarea cărbunilor slab cocsificabili și necocsificabili. Concomitent cu stabilirea structurii șarjei, conținînd aceste tipuri de cărbuni pentru bateriile de mare capacitate de la U.C.C. — C.S. Călărași și C.S. Galați, cercetarea a fost preocupată de introducerea unor metode moderne de caracterizare a cărbunilor și cocsului, în vederea fundamentării științifice a soluțiilor tehnologice în curs de aplicare și mai ales a perspectivei realizării de noi tehnologii.

S-a acționat și va trebui să se acționeze în continuare pentru fundamentarea tehnologiilor în domeniul cocsului prin:

— analiza petrografică și determinarea reflectanței medii a vitrinitului, cu aplicații la alcătuirea științifică a rețetelor de cocsificare și a posibilităților de anticipare a calității cocsului;

— analiza microscopică a cocsului (dimensiunea porilor, grosimea pereților), cu aplicație la comportarea acestuia în furnal și a posibilităților de corelație cu indicatorii de exploatare a furnalelor (consum specific, productivitate);

— studiul fazei plastice, ca factor determinant al formării structurii cocsului, cu posibilități de stabilire a intervalului termic optim al gradientului de încălzire sau a unor adaosuri de aditive de completare.

Soluționarea tehnologică a unor tehnologii de vîrf, ca: preîncălzirea șarjei, încărcarea șarjei mixte, cocs brichete în cuptoare oblice este continuată de cercetări noi pentru introducerea smoalei tari ameliorante în șarja de cocsificare și stabilirea tehnologiei pentru ștamparea prin uleiere a șarjei preîncălzite. Deși se poate aprecia că nivelul de abordare a problemei se situează la nivelul preocupărilor din țările cu tradiție în domeniul industriei cocsochimice, totuși ritmul de aplicare și valorificare a rezultatelor cercetărilor nu se află la un stadiu satisfăcător.

La fabricarea electrozilor siderurgici, cercetarea științifică a fost în permanență prezentă fiind preocupată de creșterea nivelului calitativ al producției. Se consideră că urmărirea realizării programelor experimentale cu cocs acicular în aceeași măsură cu perfecționarea continuă a tehnologiei vor constitui verigi eficiente pentru saltul calitativ al producției.

În condițiile în care nu se beneficiază de o bază indigenă suficientă de minereuri de fier, cercetarea metalurgică, împreună cu cea din cadrul Ministerului Minelor, a inițiat o serie de măsuri privind prepararea și aglomerarea unor minereuri sărace indigene de fier și mangan, cum sînt cele de Moneasa, din care s-a obținut un concentrat de 32—33% fier și 12% mangan. A fost introdus în cercetări de asemenea minereul de Ulmi Drancani, din care s-a obținut un

concentrat cu 26 % mangan, precum și horblenditele de Ditrău, din care s-a obținut un concentrat cu 68 % fier. Alături de acestea a fost definitivată soluția de utilizare a șlamului de convertizor la fabricarea fontei.

Cu toate că rezervele mondiale de minereu de mangan cunoscute sînt suficiente pentru activitatea siderurgică a perioadei următoare, manganul constituind unul din elementele de bază ale fontelor și oțelurilor realizate, s-au intensificat cercetările privind stabilizarea unor tehnologii eficiente de valorificare și recuperare complexă a acestuia. Sînt căutări și soluții pentru economisirea acestuia atît în producția de fontă, cît și în cea de oțel. Lucrările sînt complexe și pot avea implicații însemnate asupra unor tehnologii și practici existente, ceea ce a impus ca în condițiile noastre aceste lucrări să se desfășoare încă din perioada incipientă, în strînsă colaborare cu unități de producție și învățămînt superior.

Paralel cu dezvoltarea producției de convertizor și reducerea cotei de oțel Martin, se remarcă ca o preocupare a multor siderurgii creșterea cotei de fier vechi utilizate în încărcătura convertizoarelor, pe seama acestor lucrări fiind acum industrializate o serie de tehnologii și agregate specifice. Alături de soluțiile clasice de preîncălzire a fierului vechi, de postcombustie în incinta convertizorului sau de supraîncălzirea „electrică" a fontei, interesante, mai ales pentru anumite perspective pe care le poate deschide, par a fi cele referitoare la insuflarea de cărbune. Pentru aceste probleme se acționează pe baza unui program strîns împreună cu C.S. Galați și IPROMET.

În domeniul fabricării oțelului, trebuie subliniat faptul că în perioada care a trecut a fost posibil ca prin efortul cumulat al specialiștilor din cercetare-producție-proiectare să se industrializeze procedeele moderne de elaborare a oțelului inoxidabil cu carbon scăzut prin tehnica insuflării combinate de oxigen-argon la C.S. Galați și respectiv prin tehnica vidului la C.S. Hunedoara. Rezultatele obținute atît în ceea ce privește stabilirea proceselor metalurgice, calitatea producției realizate, cît și indicatorii tehnico-economici realizați, atestă eficiența procedeelor, siderurgia românească devenind astfel unul din producătorii potențiali de oțeluri inoxidabile cu performanțe ridicate în industria chimică, petrochimică etc. Aceasta a avut implicații economice însemnate și asupra structurii și consumului intern de ferocrom, cota ferocromului supraafinat cu carbon maxim 0,06 % și respectiv 0,03 % scăzînd ca pondere în consumul intern. Creșterea cotei de materiale secundare recirculate în producția de oțel inoxidabil ridică în continuare probleme importante referitoare la conținutul maxim realizabil de impurități, între care fosforul ocupă un loc prioritar.

Prin tehnici specifice de modificare a formei incluziunilor sulfidice, s-a reușit industrializarea unor tehnologii de obținere a produselor metalurgice, cu garanții în ceea ce privește comportarea la rupere lamelară.

Tenacitatea oțelului la temperaturi normale și respectiv scăzute interesează atît producătorul de oțel, cît și beneficiarul. Pentru produsele din oțeluri de înaltă rezistență, au fost stabilizate tehnologii adecvate, care asigură valori comparabile cu cele obținute de firme specializate și cu tradiție în acest domeniu. Se dezvoltă în această direcție lucrări de cercetare în colaborare cu învățămîntul superior din Institutul politehnic — București și specialiștii din proiectare.

Alături de acestea se are în vedere dezvoltarea unor lucrări pe domenii mai largi, în ceea ce privește comportarea oțelului în diverse medii de lucru. În aceeași direcție se vor înscrie și lucrările de cercetare privind comportarea la sudare, la care se lucrează împreună cu specialiștii Institutului de sudură din Timișoara.

În cadrul acțiunii de diversificare a producției siderurgice, rezultate deosebite au fost obținute pe fluxurile existente de fabricație la obținerea tablelor foi din oțeluri de scule tip crom-vanadiu, a tablelor foi din oțeluri înalt aliate cu crom sau chiar oțel rapid, a unor tipuri de benzi rezistive din oțeluri aliate cu crom și aluminiu sau din aliaje pe bază de nichel de tip Invar și Permalloy. Aceste lucrări au fost posibile datorită sprijinului efectiv primit din partea specialiștilor de la C.S. Hunedoara, C.S. Reșița, Întreprinderea Oțelul Roșu și I.L.T. Galați, unități cu tradiție în producția siderurgică din R. S. România.

Urmare a colaborării strînse cu Combinatul metalurgic din Cîmpia Turzii, a fost posibilă asimilarea în ritm rapid a sîrmelor de înaltă precizie din aliaje speciale, care pînă nu de mult constituia un secret de „casă" al cîtorva producători îndeosebi din Vest. Rezultate bune au fost obținute de asemenea în colaborare cu Combinatul de oțeluri speciale — Tîrgoviște în realizarea unor oțeluri pentru șuruburi de înaltă rezistență și a oțelurilor pentru supape.

Aspecte metalurgice interesante ridică fabricarea benzilor din oțeluri electrotehnice în general și a celor de transformator în mod deosebit. Au fost parcurse de cercetare și proiectare, împreună cu specialiștii de la C.S. Galați și C.O.S. Tîrgoviște, cîteva etape importante, rezultatele obținute atestînd că linia tehnologică adoptată este corectă, trebuind doar intensificat ritmul de realizare a programelor și măsurilor stabilite.

Sarcini deosebite revin în cadrul desfășurării programelor de asigurare cu materiale indigene a construcției de centrale electrice. În cadrul acestui program, cercetarea metalurgică, împreună cu specialiștii din combinatele și uzinele metalurgice, au de rezolvat o multitudine de aspecte tehnologice, care impun existența unei colaborări permanente între producător și beneficiar. Derularea acestui program, ca dealtfel și a celor pentru aeronautică, electrotehnică și electronică sau a altor programe speciale cu destinație deosebită, prin Consiliul Național pentru Știință și Tehnologie, vor asigura cadrul rezolvării acestor sarcini.

Cercetarea în domeniul produselor refractare a obținut o serie de rezultate bune, sintetizate în obținerea maselor dolomitice și magneziodolomitice, folosite la întreținerea la cald a convertizoarelor, a spinelului magnezian pentru ștamparea cuptoarelor cu inducție și ca materie primă pentru produsele speciale spinelice pentru degazarea în vid a oțelului și altele. Au fost definitivate tehnologiile de obținere a maselotierelor exoterme pentru oțeluri aliate și înalt aliate.

În etapa care urmează, va trebui să se acționeze pentru stabilizarea fabricației produselor refractare magneziene de uz general și a celor destinate cuptoarelor electrice de mare capacitate , a celor destinate metalurgiei în oală, precum și la industrializarea obținerii șamotelor sintetice cu 40—60 % Al_2O_3. Vor trebui intensificate și valorificate rapid tehnologiile stabilite pentru obținerea aluminei tabulare, sintercorindonului, a plăcilor izolatoare cu densitate sub 0,9 kg/dm^3, a prafurilor termoizolatoare și unguente cu eficiență funcțională ridicată.

S-a încercat în cele de mai sus să se prezinte doar unele din domeniile în care cercetarea, proiectarea tehnologică metalurgică și învățământul superior au acționat, precum și unele din sarcinile din etapa imediat următoare. Muncind cu abnegație, atenți și receptivi continuu la posibilitățile pe care le creează progresul tehnic, dovedind curaj și inițiativă în aplicarea noului, se va reuși să se asigure creșterea continuă a nivelului calitativ al producției, ridicarea rentabilității metalurgiei românești, sarcină de bază trasată de conducerea partidului și statului.

Cercetări privind înlocuirea oţelurilor rapide cu conţinut ridicat de wolfram sau de wolfram şi cobalt cu oţeluri mai convenabile din punct de vedere economic

Prof. dr. ing. N. Geru,
ing. Georgeta Coşmeleaţă
Institutul politehnic — Bucureşti
ing. O. Todiriţă, ing. Gh. Oros
Întreprinderea „23 August" — Bucureşti
ing. V. Ursu
Institutul de cercetări metalurgice
Bucureşti

C.Z: 669.14.018.252.3

Aproximativ 80 % din sculele aşchietoare sînt confecţionate din oţeluri rapide, cea mai mare parte dintre acestea fiind oţeluri complex aliate cu proporţii ridicate de elemente formatoare de carburi, scumpe şi deficitare, cum sînt cromul, molibdenul, wolframul şi uneori cobaltul.

Urmărindu-se obţinerea unor oţeluri rapide, care pot asigura economicitatea maximă atît în procesul de producţie, cît şi pe ansamblul fabricaţie-exploatare, pe plan mondial s-au înregistrat următoarele tendinţe:

— înlocuirea totală sau parţială a wolframului cu molibden;

— înlocuirea mărcilor de oţeluri rapide aliate cu cobalt;

— creşterea conţinutului de carbon;

— creşterea conţinutului de vanadiu;

— alierea cu siliciu, titan, niobiu, tantal, bor etc.

Modificările survenite pe plan mondial atestă importanţa promovării mărcilor de oţeluri rapide cu conţinut scăzut în elemente de aliere scumpe şi deficitare (wolfram, cobalt etc.). În R. S. România, în spiritul documentelor şi directivelor de partid, au fost efectuate în ultimii ani cercetări în vederea stabilirii posibilităţilor de reducere a conţinutului în elemente scumpe şi deficitare din oţelurile rapide, urmărindu-se realizarea unor proprietăţi analoage sau superior proprietăţilor vechilor mărci de oţeluri rapide, creşterea durabilităţii sculelor şi extinderea gamei materialelor de prelucrat. Un număr important din aceste lucrări, efectuate de Institutul politehnic — Bucureşti — Catedra metalurgie fizică, în colaborare cu I.C.S.I.T.— FAUR, CISOT — Întreprinderea „23 August" — Bucureşti şi ICEM — Laboratorul de elaborare a oţelurilor, au urmărit obţinerea unor noi mărci de oţeluri rapide, aliate mai economic, pentru înlocuirea totală sau parţială a oţelurilor Rp2 (oţel cu cca 17,5 %W; 1 %V şi 5 %Co) şi Rp3 (oţel cu cca 18 %W; 4 %Cr şi 1 %V).

În acest scop au fost studiate efectele:
— alierii suplimentare a oţelurilor de tip Rp5 (oţeluri cu cca 6 %W; 2 %V şi 5 %Mo) cu unul din elementele: siliciu, vanadiu, niobiu sau titan;
— alierii suplimentare a oţelului de tip RV12 (oţeluri cu cca 12 %W; 1,5 %Mo şi 2,5 % V) cu niobiu sau titan;
— alierii suplimentare a oţelului de tip D950 (oţeluri cu 5 %Mo; 1,5 %W şi 2 %V) cu siliciu.

Compoziţia chimică a noilor mărci de oţeluri studiate este prezentată în tabelul 1.

Şarjele cu această compoziţie chimică au fost elaborate într-un cuptor de 5 t la Întreprinderea „23 August" — Bucureşti.

În tabelele 2—5 şi în figurile 1—6 sînt prezentate sintetic principalele caracteristici structurale, tehnologice şi de exploatare, considerate unanim ca cele mai importante — segregaţie

Tabelul 1

Compoziţia chimică

Marca de oţel	Compoziţia chimică, %										
	C	Mn	Si	S	P	Cr	Mo	W	V	Nb	Ti
				max.	*max.*						
Rp5 + Si	0,85 — 0,95	0,20 — 0,45	0,70 — 0,90	0,025	0,020	3,8 — 4,4	4,8 —5,3	5,0 —6,0	1,7 — 2,10	—	—
D950 + Si	0,85 — 0,95	0,20 — 0,45	0,70 — 0,90	0,025	0,020	3,8 — 4,4	4,8 —5,5	1,0 —2,0	1,0 —2,0	—	—
Rp5 + V	1,00 — 1,30	0,20 — 0,45	0,20 — 0,45	0,025	0,020	3,8 — 4,4	4,8 —5,3	6,0 —7,0	3,5 —4,5	—	—
Rp5 + Nb	0,95 — 1,05	0,2 — 0,45	0,2 — 0,4	0,025	0,020	3,8 — 4,4	4,8 —5,3	6,0 —7,0	1,7 —2,10	0,9 — 1,3	—
Rp5 + Ti	0,95 — 1,05	0,2 — 0,45	0,2 — 0,4	0,025	0,020	3,8 — 4,4	4,8 —5,0	6,0 —7,0	1,7 —2,1	—	0,8 — 1,0
RV12+Nb	1,0 — 1,2	0,2 — 0,45	0,2 — 0,4	0,025	0,020	3,8 — 4,4	1,0 —2,0	11,5 —12,5	2,0 —3,0	0,9 — 1,3	—
RV12 + Ti	1,0 — 1,2	0,2 — 0,45	0,2 — 0,4	0,025	0,020	3,8 — 4,4	1,0 —2,0	11,5 —12,5	2,0 —3,0	—	0,8 — 1,0

Tabelul 2

Punctaj segregație de carburi

Marca de oțel	Clasa dimensională, mm	Punctaj segregație carburi, secțiune longitudinală		Punctaj segregație carburi, secțiune transversală
		centru	margine	
Rp5 + Si	40	3	1	62.02
	41 —60	4	2	62.03
	61 —80	4	3	62.04
	81 —100	5	3	62.04
D950 + Si	40	2	1	62.01
	41 —60	2	1	62.01
	61 —80	3	2	62.01
	81 —100	4	2	62.03
Rp5 + V	40	3	1	62.04
	41 —60	4	2	62.04
	61 —80	5	3	62.05
	81 —100	6	4	62.06
Rp5 + Nb	40	2	1	62.01
	41 —60	3	1	62.02
	61 —80	3	2	62.03
	82 —100	4	3	62.03
Rp5 + Ti	40	3	1	62.02
	41 —60	4	2	62.03
	61 —80	4	2	62.04
	81 —100	5	3	62.05
RV12 + Nb	40	3	2	62.04
	41 —60	4	2	62.04
	61 —80	5	3	62.05
	81 —100	6	4	62.05
RV12 + Ti	40	4	2	62.04
	41 —60	4	3	62.05
	61 —80	6	4	62.06
	81 —100	6	4	62.06
Rp2	40	5	5	62.05
	41 —60	6	5	62.06
	61 —80	7	6	62.08
	81 —100	8	6	62.08
Rp3	40	5	5	62.05
	41 —60	6	5	62.06
	61 —80	8	6	62.09
	81 —100	9	6	62.09

Tabelul 4

Susceptibilitatea la fisurare

Marca de oțel	Călire de la °C	Momentul fisurării probelor cu secțiunea de 15×15 mm
Rp5 + Si	1 200	călirea a V-a
D950 + Si	1 150	fără fisuri după călirea a V-a
Rp5 + V	1 220	călirea a IV-a
Rp5 + Nb	1 250	călirea a V-a
Rp5 + Ti	1 220	călirea a IV-a
RV12 + Nb	1 270	călirea a IV-a
RV12 + Ti	1 240	călirea a IV-a
Rp3	1 280	călirea a IV-a
Rp2	1 280	călirea a III-a

Tabelul 5

Variația anizotropiei stabilității dimensionale

Marca de oțel	Poziția de determinare	Stabilitate dimensională			
		$\Delta\Phi$, %	ΔL_L, %	$\Delta\Phi_L - \Delta\Phi_T$ %	$\Delta L_L - \Delta L_T$ %
Rp5 + Si	L	0,195 —	0,183—	0,040	0,10
	T	0,153	0,083		
D950 + Si	L	0,251 —	0,181 —	0,077	0,038
	T	0,174	0,143		
Rp5 + V	L	0,145 —	0,126 —	0,019	0,049
	T	0,072	0,077		
Rp5 + Nb	L	0,100 —	0,136 —	0,017	0,045
	T	0,083	0,091		
Rp5 + Ti	L	0,225 —	0,377 —	0,036	0,12
	T	0,189	0,250		
RV12 + Nb	L	0,114 —	0,083 —	0,048	0,064
	T	0,066	0,019		
RV12 + Ti	L	0,333 —	0,546 —	0,122	0,164
	T	0,231	0,482		
Rp3	L	0,364 —	0,576 —	0,128	0,193
	T	0,236	0,482		
Rp2	L	0,119 —	0,185 —	0,093	0,100
	T	0,026	0,085		

Duritatea *HRC* și rezilienta după tratamentul termic final și stabilitatea la cald *Tabelul 3*

Marca de oțel	Tratamentul termic aplicat	Duritate, *HRC*	Rezilienă, daJ/mm²	Valorile de duritate după încălziri suplimentare *	
				620°C	640°C
Rp5 + Si	Călire de la 1200°C și triplă revenire la 540°C	66	2,8	62,5	60
D950 + Si	Călire de la 1150°C și triplă revenire la 540°C	64	2,8	60,5	55
Rp5 + V	Călire de la 1220°C și triplă revenire la 550°C	66	2,0	60,5	58
Rp5 + Nb	Călire de la 1250°C și triplă revenire la 560°C	67	2,8	61,5	60
Rp5 + Ti	Călire de la 1220°C și triplă revenire la 560°C	66	2,4	62,0	60
RV12 + Nb	Călire de la 1270°C și triplă revenire la 560°C	68	1,8	62	61
RV12 + Ti	Călire de la 1240°C și triplă revenire la 560°C	67	1,4	62,5	61
Rp3	Călire de la 1280°C și triplă revenire la 570°C	66	1,00	61	58
Rp2	Călire de la 1280°C și triplă revenire la 570°C	67	1,3	62	60

* Probele au fost supuse tratamentului termic final înainte de încălzirea suplimentară

Tabelul

Indicatori de calitate

Caracteristica	Marca de oţel								
	Rp5 + Si	D950 + Si	Rp5 + V	Rp5 + Nb	Rp5 + Ti	RV12 + + Nb	RV12 + + Ti	Rp2	Rp3
Puritate microscopică	similară								
Segregaţie de carburi	+ + + + +	+ + + + + +	+ + + +	+ + + + + +	+ + + +	+ + +	+ +	+	+
Duritate după tratament termic final	+ + +	+ +	+ + +	+ + + +	+ + + +	+ + + +	+ + + +	+ + + +	+ + +
Stabilitate la cald	+ + +	+ +	+ + +	+ + + +	+ + +	+ + + +	+ + + +	+ + + +	+ + +
Stabilitate dimensională	+ + +	+ + +	+ + +	+ + + +	+ + +	+ + + +	+ + +	+ + +	+ + +
Sensibilitate la fisurare	+ + + +	+ + + +	+ + +	+ + + +	+ + +	+ + +	+ +	+ +	+ +
Tenacitate	+ + + +	+ + + +	+ + +	+ + + +	+ + +	+ + +	+ +	+ +	+ +

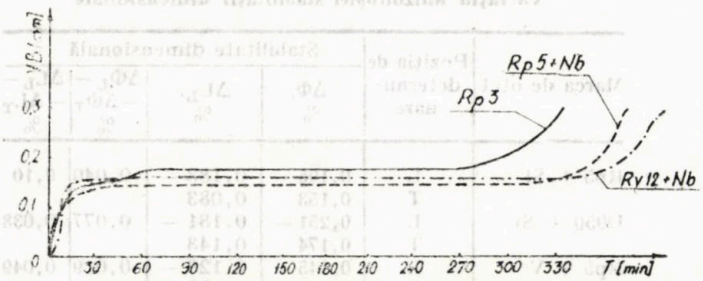


Fig. 1. Variaţia uzurii în timp la cuţitele de strunjit pentru prelucrarea fontei FC 25

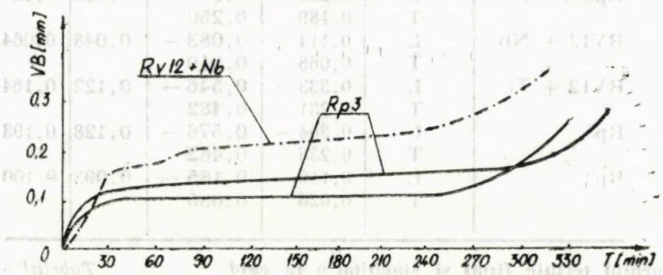


Fig. 2. Variaţia uzurii în timp la cuţitele de strunjit pentru prelucrarea fontei FC 25

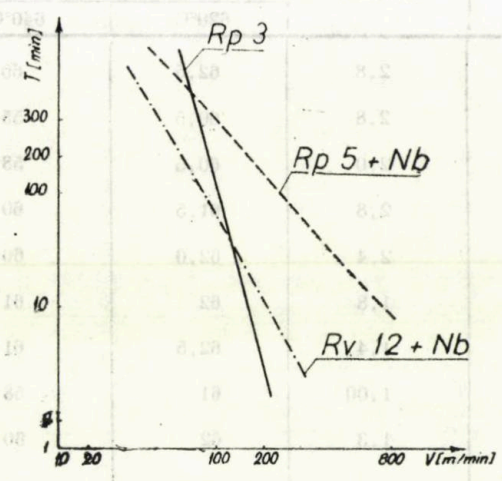


Fig. 3. Curba $V-T$ pentru $VB = 0{,}25$ mm a cuţitelor de strunjit la prelucrarea oţelului OLC 45

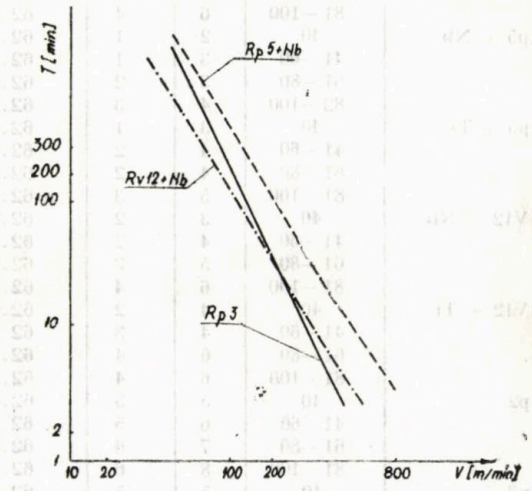


Fig. 4. Curba $V-T$ pentru $VB = 0{,}30$ mm a cuţitelor de strunjit la prelucrarea oţelului OLC 45

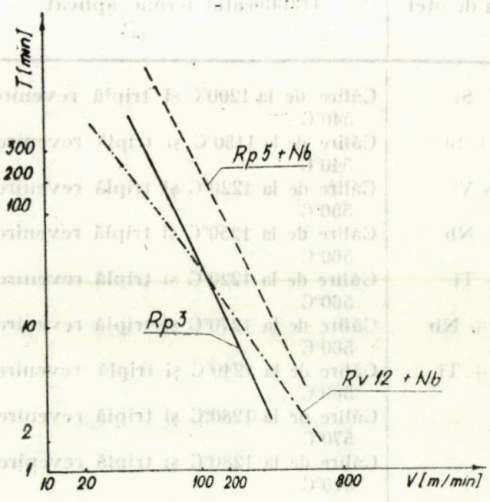


Fig. 5. Curba $V-T$ pentru $VB = 0{,}4$ mm a cuţitelor de strunjit la prelucrarea oţelului OLC 45

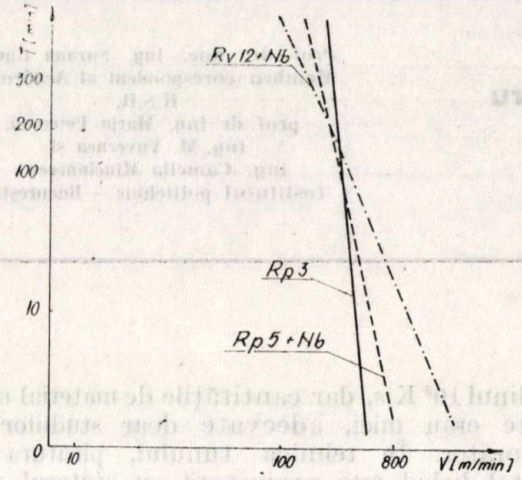


Fig. 6. Curba $V-T$ pentru $VB = 0{,}2$ mm a cuțitelor de strunjit la prelucrarea fontei FC 25

de carburi, duritate, tenacitate, stabilitate dimensională, stabilitate la cald (determinate pe probe prelevate din bare de diferite dimensiuni cu diametrul de 40 — 100 mm), durabilitate (determinată pe cuțite de strung obținute pentru noile mărci de oțeluri rapide Rp5 + Nb, RV12 + Nb, Rp5 și Rp3), de oțeluri Rp2 și Rp3.

Schematic, valorile indicatorilor de calitate pentru noile mărci de oțeluri rapide studiate comparativ cu Rp3 și Rp2 sînt prezentate în tabelul 6 (numărul mai mare de semne indică valoarea superioară pentru indicatorul respectiv de calitate).

Concluzii

— Din analiza rezultatelor se desprinde concluzia că în comparație cu oțelurile Rp2 și Rp3, mărcile de oțeluri rapide care au format obiectul prezentelor cercetări sînt mai avantajoase atît din punct de vedere economic (cheltuieli de producție mai mici), cît și din punct de vedere al caracteristicilor structurale, tehnologice și de exploatare.

— Prin alierea cu siliciu a oțelurilor Rp5 și D950 se micșorează segregația de carburi atît în secțiunea longitudinală, cît și transversală, se îmbunătățesc stabilitatea la cald, stabilitatea dimensională și tenacitatea, crește duritatea *HRC* după călire și după călire și revenire și scade sensibilitatea la fisurare; influența adaosului de siliciu se evidențiază mai ales în cazul oțelului de tip Rp5 cu compoziție modificată.

— Creșterea conținutului de vanadiu pînă la 4% în oțelul Rp5 micșorează segregația de carburi, mărește stabilitatea la cald și duritatea *HRC* după călire și după călire și revenire.

— Titanul ca element de aliere în oțelurile rapide de tip Rp5 și RV12 micșorează segregația de carburi, conduce la o distribuție uniformă a carburilor pe secțiunea semifabricatelor, dar mărește dimensiunea particulelor de carburi; influența titanului se manifestă în mod pozitiv asupra durității *HRC* după călire, după călire și revenire, asupra stabilității la cald și asupra stabilității dimensionale.

— Alierea cu niobiu a oțelurilor rapide de tip Rp5 și RV12 conduce la micșorarea segregației de carburi și la finisarea particulelor de carburi; niobiul introdus ca element de aliere în aceste oțeluri rapide îmbunătățește sensibil stabilitatea dimensională, sensibilitatea la fisurare, duritatea *HRC* după călire, după călire și revenire și stabilitatea la cald.

— Durabilitatea cuțitelor confecționate din Rp5 + Nb și RV12 + Nb este mai mare decît a cuțitelor confecționate din Rp3.

— Cercetările experimentale efectuate au arătat că mărcile de oțeluri rapide aliate cu niobiu (Rp5 + Nb și RV12 + Nb) pot realiza performanțe la tratament termic pînă la nivelul indicat în standarde și literatură pentru mărcile de oțeluri rapide cu conținut ridicat de wolfram sau de wolfram și molibden.

BIBLIOGRAFIE

[1] Briggs J. Z. *L'Evolution des aciers à coupe rapide en U.S.A.* Extras din „Bulletin du cercle d' Etudes des Métaux", vol. XI, nr. 8, decembrie, 1970.

[2] Massin, M. În: Mémoires Scientifiques, Rev. Métallurgie, nr. 12, 1971.

Cercetări asupra călirii din stare lichidă pentru obținerea de noi aliaje

Prof. dr. doc. ing. Suzana Gâdea
Membru corespondent al Academiei R.S.R.
prof. dr. ing. Maria Petrescu,
ing. M. Vavernea și
ing. Camelia Mineiuneseu
Institutul politehnic — București

CZ: 669.71:621.746.62

Metoda călirii din stare lichidă sau de splat-cooling, inițiată în 1960 prin cercetările lui Pol Duwez [1], [2] asupra validității regulilor Hume-Rothery în sistemele de aliaje cu solubilitate limitată, a evoluat din domeniul cercetărilor fundamentale în domeniul cercetărilor aplicative, devenind astăzi într-o serie de țări avansate una din căile cele mai promițătoare de obținere de noi aliaje sub formă de produse de înaltă performanță (compozite, sticle metalice pentru electronică și electrotehnică, piese obținute prin metalurgia pulberilor).

Călirea din stare lichidă permite realizarea unor viteze de răcire la solidificare cu cîteva ordine de mărime mai mari decît cele clasice, așa cum rezultă din tabelul 1.

Tabelul 1

Viteze de răcire la solidificare

Produs	Lingou	Pulbere obținută prin atomizare	Paiete obținute prin călire din topitură
Viteza de răcire *K/s*	10^{-1}	10^{2}	$>10^{5}$

Pentru realizarea acestor viteze mari de răcire, tehnicile de călire din stare lichidă fac apel la modalitatea cea mai avantajoasă de transfer termic, transferul prin conductivitate, utilizînd un suport conductor și asigurînd trei condiții esențiale:

a) un contact termic cît mai perfect între topitura metalică și suportul pe care se solidifică;

b) o grosime cît mai mică (de la fracțiuni pînă la sute de microni) a produsului care se solidifică;

c) un timp cît mai scurt între momentul contactului între lichid și suport și momentul sfîrșitului solidificării.

Primele tehnici de călire din stare lichidă [2], tehnica tunului și tehnica piston-nicovală, îndeplineau cît mai aproape posibil toate aceste condiții, reușind să realizeze viteze de răcire de ordinul 10^{8} K/s, dar cantitățile de material obținute erau mici, adecvate doar studiilor de laborator. În tehnica tunului, picătura de metal lichid este proiectată cu ajutorul unei unde de șoc pe suportul răcit, iar în tehnica piston-nicovală (fig. 1) picătura este aplatisată între doi suporți de răcire care se mișcă ultrarapid sub comandă electronică.

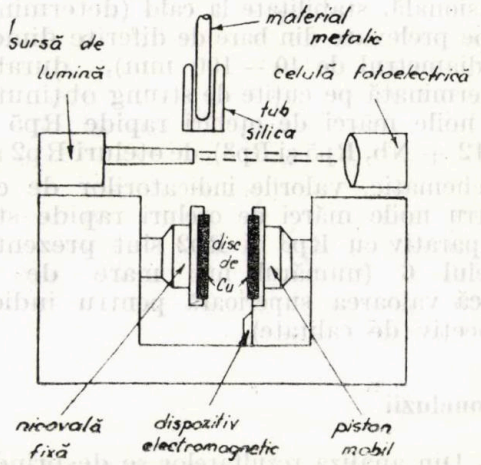


Fig. 1. Schița unei instalații de călire din stare lichidă prin tehnica piston-nicovală

Tehnicile mai noi sînt mai productive, operînd continuu și producînd cantități de material solidificat utilizabile practic, dar vitezele de răcire sînt mai mici, coborînd pînă la $10^{6}-10^{5}$ K/s. Evident este faptul că și în aceste condiții răcirea este de aproximativ 1 000 de ori mai rapidă decît în cele mai bune tehnici clasice (producerea pulberilor prin atomizare, tab. 1). Aceste tehnici noi se împart după raportul masic între lichid și mediul de călire în două grupe:

A. Metode în care o cantitate mică de lichid este alimentată în mod continuu într-un mediu de călire cu masă infinită.

B. Metode în care o arie limitată a suportului de răcire se află în contact cu o masă de lichid ce poate fi considerată infinită.

În prima categorie se grupează: *a*) metoda de tragere a firelor pe cilindrul în rotație; *b*) metoda de tragere a firelor cu stabilizare prin atenuare. A doua categorie include: *a*) me-

toda extracției din topitură din creuzet; *b*) metoda extracției din topitură cu picătură suspendată.

Metodele de tragere a firelor din topitură (grupa *A*) produc fire metalice continue, care pot înlocui tehnica clasică de obținere a sîrmelor prin trefilare cu toate neajunsurile acesteia (forțe mari de tragere, uzarea filierelor, necesitatea recoacerilor intermediare pentru eliminarea ecruisajului, reduceri mici per filieră, aplicabilitate limitată numai la metalele și aliajele ductile). Tragerea firelor metalice sau turnarea lor liberă (fig. 2) preia o tehnică aplicată obișnuit la obținerea firelor de sticlă sau de polimeri organici (lichide cu viscozitate mare și tensiune superficială mică). În cazul metalelor, datorită viscozității mici și tensiunii superficiale mari, jetul lichid este instabil, cu tendința de a se fragmenta în picături, așa încît sînt necesare dispozitive sofisticate de atenuare pentru menținerea continuității firului lichid. Prin utilizarea unui dispozitiv cu duză con-

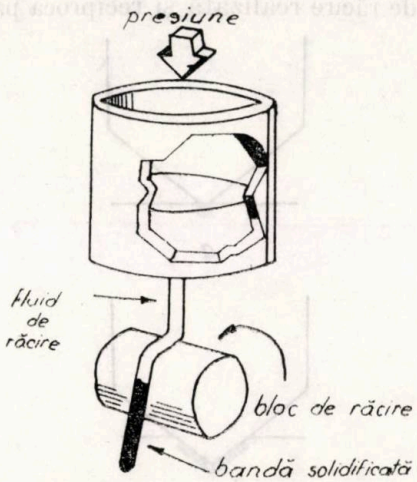


Fig. 2. Schița unei instalații de obținere a firelor metalice prin turnare liberă pe tambur de răcire

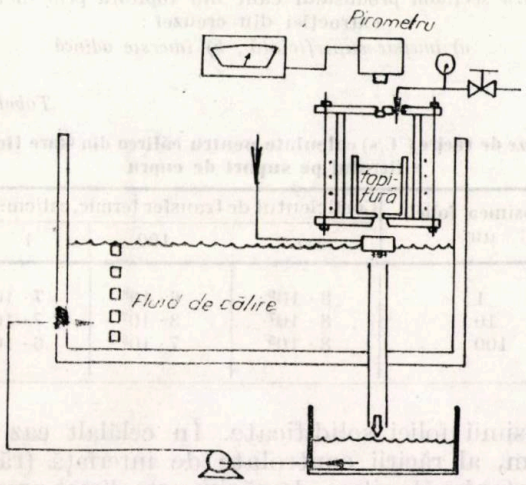


Fig. 3. Schița unei instalații de obținere a firelor metalice direct din lichid cu dispozitiv de atenuare

vergentă-divergentă și a unui fluid de răcire în jet concurent cu jetul de metal lichid (fig. 3) se realizează azi viteze de tragere a firelor pînă la 20 m/s.

Metodele de extracție din topitură sînt cele mai productive și permit obținerea unei varietăți de forme și dimensiuni a produsului călit din topituri metalice și chiar nemetalice. În figura 4 sînt prezentate schițele de principiu ale celor două variante ale metodei extracției din topitură (extracția din creuzet, fig. 4, *a* și extracția cu picătură suspendată, fig. 4, *b*), iar în figura 5 este prezentată fotografia instalației de extracție din topitură cu creuzet care a fost construită pentru efectuarea experimentă-

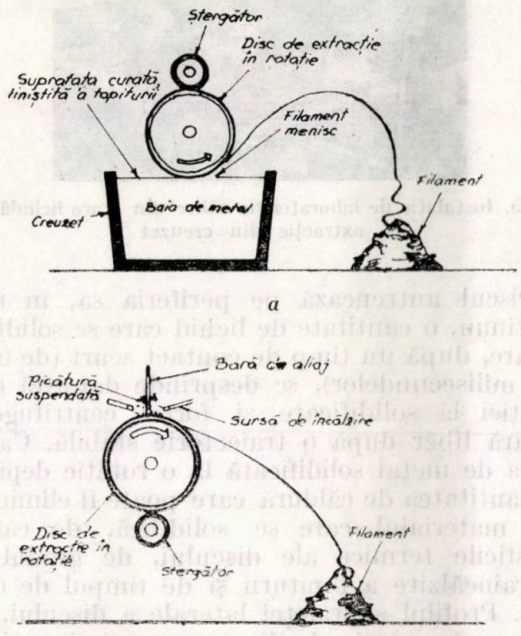


Fig. 4. Metoda de călire din stare lichidă prin extracție din topitură:

a) schița unei instalații de extracție din creuzet; b) schița unei instalații de extracție cu picătură suspendată

rilor. Piesa principală a instalației de extracție din topitură este discul de răcire care a fost construit din tablă de cupru cu un sistem interior de șicane pentru apa de răcire. Discul este antrenat în mișcarea de rotație de un motor electric cu posibilități de reglare a turației de la 750 la 1 500 rot/min.

În varianta cu picătură suspendată (fig. 4, *b*), sursa de metal lichid o constituie picătura existentă permanent la capătul inferior al unei baghete de metal sau aliaj care se topește în fasciculul de electroni; suprafața laterală a discului antrenează continuu metal lichid din picătura suspendată, metal care se solidifică rapid sub forma unui produs cu secțiunea de cîteva zeci de microni. Avantajele evidente ale metodei sînt posibilitatea de a topi și solidifica rapid metale refractare, metale reactive (lucrînd

într-o incintă vidată sau sub atmosferă inertă), precum și absența impurificării metalului lichid prin contactul cu pereții creuzetului.

În varianta cu creuzet (fig. 4, *a*) topirea aliajului poate fi făcută în orice tip de cuptor sau poate fi o încălzire prin inducție. În instalația experimentală, creuzetul din grafit a fost plasat într-un cuptor vertical cu rezistență, cu posibilități de ridicare-coborîre pentru reglarea distanței optime de contact între periferia discului și suprafața liberă a topiturii din creuzet.

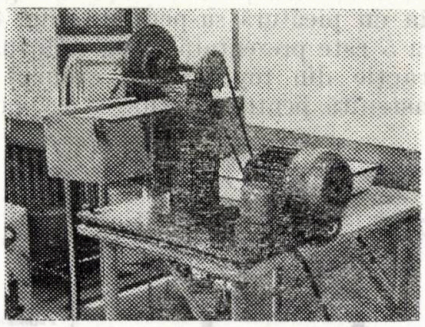


Fig. 5. Instalație de laborator de călire din stare lichidă prin extracție din creuzet

Discul antrenează pe periferia sa, în mod continuu, o cantitate de lichid care se solidifică și care, după un timp de contact scurt (de ordinul milisecundelor), se desprinde datorită contracției la solidificare și forței centrifuge și zboară liber după o traiectorie stabilă. Cantitatea de metal solidificată la o rotație depinde de cantitatea de căldură care poate fi eliminată din materialul care se solidifică, de caracteristicile termice ale discului, de gradul de supraîncălzire a topiturii și de timpul de contact. Profilul suprafeței laterale a discului, viteza sa de rotație și adîncimea sa de imersie în topitură sînt factorii cei mai importanți ce determină forma și dimensiunea secțiunii transversale a produsului solidificat. Un disc cu periferie plată conduce la un produs cu secțiune dreptunghiulară (bandă sau panglică). Un disc cu muchie ascuțită (la unghi de 90°), așa cum a fost cel din instalație, conduce la un produs cu secțiune în forma literei *D* (la o adîncime mică de imersie, fig. 6, *a*) sau a literei *C* (la o adîncime mai mare de imersie, fig. 6, *b*). Lungimea produsului (fire, fibre, paiete, pulberi alungite) este determinată de starea suprafeței discului. O suprafață laterală lustruită a discului conduce la un produs continuu (fire, fibre), în timp ce o suprafață laterală cu discontinuități (proeminențe în dinți de ferăstrău sau rizuri longitudinale echidistante) conduce la produse cu raport lungime/diametru mic (paiete sau pulberi L/D). În experimentele efectuate s-au obținut atît fibre continue, cît și paiaete cu raport L/D mic.

Starea suprafeței libere a metalului lichid în contact cu discul de răcire este esențială pentru obținerea unor produse cu formă, structură și proprietăți stabile. Suprafața trebuie să fie curată, deoarece particulele superficiale de oxid sau zgură întrerup uniformitatea procesului de solidificare rapidă datorită proprietăților lor termice diferite. Stabilitatea suprafeței plane este importantă, deoarece grosimea foliei solidificate depinde de adîncimea de imersie a discului, iar în condițiile unei suprafețe turbulente se obțin produse de grosime inegală. Pentru un sistem cu proprietăți termice date (disc de cupru răcit cu apă, topitură supraîncălzită dintr-un anumit aliaj), viteza de răcire realizată este determinată de grosimea produsului solidificat și de coeficientul de transfer termic la interfața metal/disc. Pentru ilustrare, în tabelul 2 sînt prezentate valorile calculate ale vitezei de răcire la călirea din stare lichidă pentru diverse valori ale coeficientului de transfer termic la interfața topitură/suport de răcire. Conform analizei teoretice efectuate de Ruhl [3] pentru un coeficient de transfer infinit (răcire ideală) există o dependență liniară între viteza de răcire realizată și reciproca pătratului

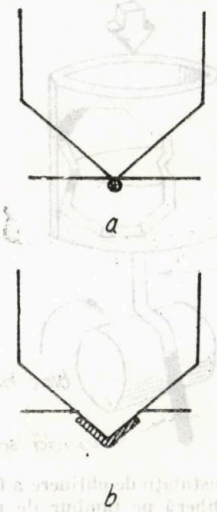


Fig. 6. Influența adîncimii de imersie a discului de răcire asupra secțiunii produsului călit din topitură prin metoda extracției din creuzet :
a) imersie superficială ; b) imersie adîncă

Tabelul 2

Viteze de răcire (°C/s) calculate pentru călirea din stare lichidă a fierului pe suport de cupru

Grosimea foliei, μm	Coeficientul de transfer termic, cal/cm²,°C,s		
	∞	100	1
1	$8 \cdot 10^9$	$6 \cdot 10^8$	$7 \cdot 10^6$
10	$8 \cdot 10^7$	$3 \cdot 10^7$	$7 \cdot 10^5$
100	$8 \cdot 10^5$	$7 \cdot 10^5$	$6 \cdot 10^4$

grosimii foliei solidificate. În celălalt caz extrem, al răcirii controlate de interfață (răcire newtoniană), viteza de răcire este direct proporțională cu reciproca grosimii foliei solidificate.

În cercetările efectuate asupra călirii din stare lichidă a aliajelor Al—Si și Al—Fe, s-au utilizat aceste considerații teoretice privitoare la corelația între grosimea foliei solidificate și viteza de răcire, pentru stabilirea vitezelor de răcire pe baza studiului microstructurii produselor obținute. Conform teoriei generale a solidificării, distanța între ramurile dendritelor se micșorează la mărirea gradului de subrăcire, care la rîndul său crește la mărirea vitezei de răcire. În lucrarea [4], o asemenea dependență liniară (în coordonate dublu logaritmice) între viteza de răcire și distanța între ramurile dendritelor a fost observată experimental pentru aliajul Al + 4 %Cu, în domeniul vitezelor de răcire uzuale pentru produse turnate. Dreapta de dependență (fig. 7) a fost prelungită pe un interval de viteze de răcire de zece ordine de mărime, cu ajutorul datelor asupra distanței între ramurile dendritelor la o pulbere de aluminiu obținută prin atomizare și la o serie de aliaje de aluminiu solidificate prin splat-cooling (Al — 1 %Fe ; Al — 11 %Si ; Al — 8 %Cu ; Al — 6 %Pd). Întrucît distanța între ramurile dendritelor soluției solide este independentă de natura și concentrația elementului dizolvat,

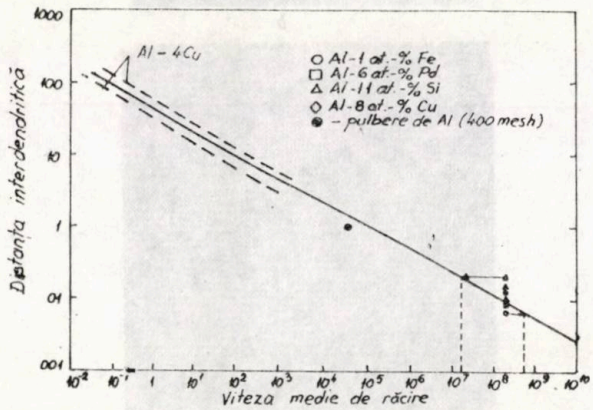


Fig. 7. Variația distanței între ramurile dendritelor în funcție de viteza de răcire la solidificarea aliajelor de aluminiu

diagrama poate fi utilizată pentru determinarea vitezei de răcire a oricărui aliaj de aluminiu. De fapt, sistemele de aliaje studiate (Al—Fe și Al—Si) se aflau printre aliajele care au servit la calibrarea dreptei de dependență.

Vitezele de răcire specifice tehnicilor de călire din topitură produc cinci tipuri de modificări structurale în materialul solidificat, modificări care se manifestă în ordinea crescătoare a vitezei de răcire :

— micșorarea dimensiunii grăunților cristalini ;

— accentuarea omogenității chimice cu reducerea segregațiilor ;

— extinderea domeniului de solubilitate în stare solidă cu formare de soluții solide suprasaturate ;

— apariția de noi faze cristaline metastabile ;

— formare de materiale amorfe (sticle metalice).

Vitezele de răcire la care se manifestă aceste tipuri de modificări structurale sînt dependente de proprietățile termice ale aliajului supus călirii din stare lichidă. Pentru aliajele de aluminiu care cuprind și sistemele studiate, primele trei efecte sînt importante, cel de-al patrulea efect manifestîndu-se doar în anumite cazuri. Chiar dacă cel de-al cincilea efect, de formare de aliaje amorfe, nu se obține în aliajele de aluminiu (fiind însă frecvent în aliajele pe baza metalelor din grupele secundare ale tabelului periodic), efectele răcirii prin călire în stare lichidă produc modificări foarte importante în proprietățile aliajelor de aluminiu, cu posibilități de tratamente termice și de creare de noi aliaje [5].

În contrast cu slaba tendință de promovare a apariției de faze noi metastabile, călirea din stare lichidă a aliajelor de aluminiu produce efecte considerabile de extindere a solubilității în stare solidă, așa cum se constată din tabelul 3, în care este indicată solubilitatea maximă în aluminiu a fiecărui element de aliere, conform

Tabelul 3

Extinderea limitei de solubilitate în stare solidă a elementelor de aliere în aluminiu prin călire din stare lichidă

	Elementul de aliere	Mg	Ga	Ge	Cu	Si						
I	Solubilitate de echilibru (max.), %at	18,9	9,5	2,8	2,5	1,6						
	Solubilitate extinsă (max.), %at	36,8 —40	60 —65	3,1 —30	17 —18	10 —16						
	Elementul de aliere	Ru	Co	Ce	Pt	Ni	W	Fe	Mo	Ti	V	Mn
II	Solubilitate de echilibru (max.), %at	0,008	0,01	0,01	0,01	0,023	0,024	0,025	0,07	0,15	0,2	0,7
	Solubilitate extinsă (max.) %at	3,0	0,5	1,9	2,0	<5,2	<1,9	<6	1,0	<2	<2	<9

diagramei de echilibru fazic și solubilitatea realizată prin călire din stare lichidă. Pentru o serie de elemente la care solubilitatea în condiții de echilibru este > 1% at, cum sînt Mg, Ga, Ge, Cu, Si, solubilitatea se extinde prin călire din stare lichidă pînă la valori între 10 și 40% at. Pentru metalele de tranziție, a căror solubilitate în aluminiu în condiții de echilibru este < 1% at, ca de exemplu Co, Ce, Pt, W, Ni, Fe, Mo, Zr, Ti, V, Cr, Mn, solubilitatea în stare solidă poate fi mărită pînă la niveluri utile de 1 pînă la aproximativ 8% at. Această extensie a solubilității dă posibilitatea de a mări gradul de aliere în aliajele de aluminiu clasice și de a dezvolta noi aliaje, dintre care cele mai interesante și promițătoare sînt cele cu metale de tranziție. Din datele tabelului se constată că punctul eutectic nu reprezintă o limită în extinderea solubilității în soluția solidă, într-o serie de sisteme cum sînt cele dintre Al și Mn, Fe, Co, Ni, Ru, Pd, călirea din stare lichidă conducînd la extinderea solubilității dincolo de compoziția eutectică. În dezvoltarea de noi aliaje utile cu metale de tranziție (metale care în majoritatea cazurilor în aliajele solidificate prin tehnicile uzuale de turnare produceau compuși intermetalici cu efect fragilizant), sînt de luat în considerare două efecte : *a*) extinderea solubilității se accentuează la creșterea severității răcirii din topitură; *b*) elementele cu efect puternic de extindere a solubilității (ca de ex. Mn) pot fi utilizate ca adaos ternar pentru extinderea în continuare a solubilității unor elemente cu aptitudine mai mică de solubilizare în exces prin spat-cooling (ca de exemplu Fe, Co, Ni).

În cercetările efectuate s-au urmărit efectele microstructurale produse de răcirea rapidă realizată prin metoda extracției din topitură la diverse compoziții și diverse regimuri de răcire pentru două sisteme de aliaje : sistemul Al—Fe, ca sistem reprezentativ pentru noile aliaje de aluminiu cu metale de tranziție și sistemul Al—Si, ca sistem reprezentativ pentru aliajele de Al clasice pentru turnare. În sistemul Al—Fe au fost elaborate trei compoziții cu 1% gr. Fe, 4% gr. Fe și 8% gr. Fe, a căror amplasare în raport cu punctul eutectic de la 1,9% Fe este indicată în diagrama de echilibru fazic (fig. 8).

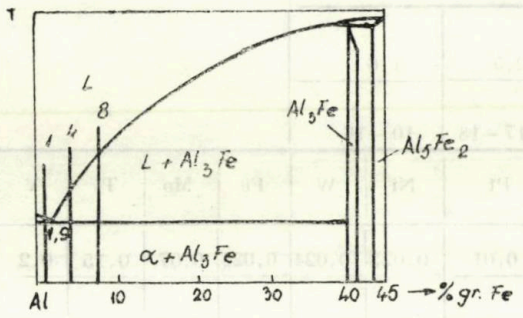
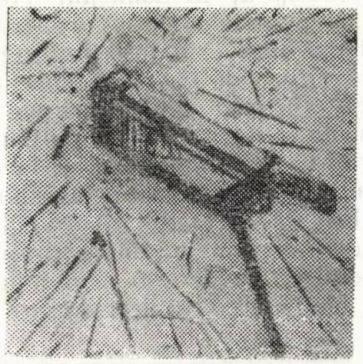


Fig. 8. Diagrama de echilibru fazic a sistemului de aliaje Al—Fe

a



b

c

d

Fig. 9. Microstructurile aliajelor Al—Fe solidificate lent (în creuzetul cuptorului); atac cu soluție apoasă 20% H_2SO_4 prin imersie la 70°C; mărire ×150 :
a) *aliaj* Al—8%gr. Fe ;
b) *aliaj* Al—4%gr. Fe ;
c) *aliaj* Al—1%gr. Fe ;
d) *prealiaj* Al—11%gr. Fe

Microstructurile de echilibru obținute prin răcire lentă în creuzetul cuptorului sînt indicate (fig. 9) pentru cele trei aliaje în micrografiile obținute după atacul la cald cu soluție 20% H_2SO_4, pentru punerea în evidență a compusului Al_3Fe. Pentru comparație, este prezentată și microstructura prealiajului Al + 11% Fe, care a servit la elaborarea aliajelor. Atît prealiajul, cît și cele două aliaje de compoziție hipereutectică cu 8%, respectiv 4% Fe, prezintă în structura de echilibru cristale proeutectice mari cu aspect idiomorf de compus $FeAl_3$ și eutecticul ($\alpha + FeAl_3$) cu o dispersie grosieră a cristalelor aciculare de compus. Aliajul hipoeutectic cu 1% Fe prezintă în structura de echilibru zone de eutectic grosier între dendritele mari de soluție solidă α.

Turnarea în cochilă (fig. 10) păstrează același tip de microstructură, doar cu o ușoară micșorare a cristalelor de compus.

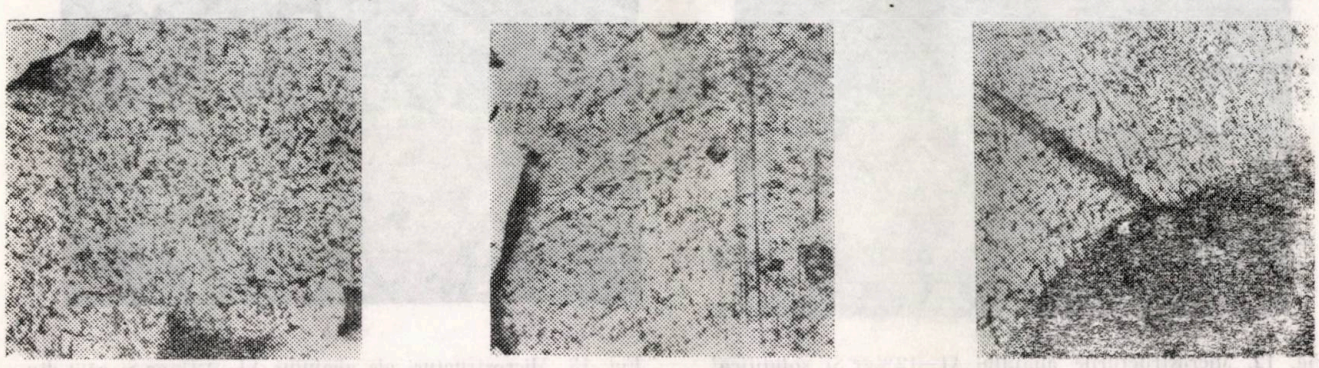
În schimb, călirea din stare lichidă a produs modificări microstructurale drastice (fig. 11): la toate compozițiile, inclusiv la 8% Fe, cristalele primare de compus au dispărut și cantitatea zonelor eutectice ce conțin cristale de compus este considerabil diminuată.

Aceste observații microstructurale indică în mod clar intrarea masivă a fierului în soluția solidă în proporție considerabilă peste valoarea de echilibru a solubilității sale în aluminiu. Un al doilea efect structural pregnant este finisarea dimensiunii dendritelor în filamente răcite rapid prin extracție din topitură. Distribuția interdendritică a compusului atacat a permis o conturare clară a dimensiunii dendritelor și măsurarea distanței între ramurile acestora în scopul determinării vitezei de răcire. Viteza de răcire astfel determinată pe baza diagramei lui Giessen și Grant de corelare a distanței între ramurile dendritelor și viteza de răcire (fig. 7) a avut valori de 10^5 °C/s pentru grosimi tipice de 100 microni ale filamentelor extrase din topitură.

Măsurătorile de microduritate în cristalele de soluție solidă pentru toate cele trei compoziții au indicat o creștere a durității soluției solide la mărirea vitezei de răcire, cu o pantă mai accentuată a dreptei de creștere în aliajele hipereutectice (cu 4 și 8% Fe) decît în aliajul hipoeutectic (cu 1% Fe). Efectul de durificare pus în evidență de aceste măsurători este produs de excesul de element de aliere intrat în soluție ca rezultat al extinderii solubilității.

a *b* *c*

Fig. 10. Microstructurile aliajelor Al—Fe turnate în cochilă; atac cu soluție apoasă 20% H_2SO_4 prin imersie la 70°C; mărire ×150:
a) aliaj Al—8%gr.Fe; *b) aliaj* Al—4%gr.Fe; *c) aliaj* Al—1%gr.Fe



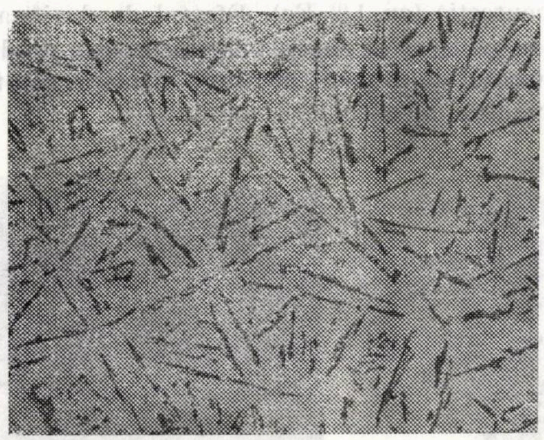
a *b* *c*

Fig. 11. Microstructurile aliajelor Al—Fe călite din stare lichidă prin extracție din creuzet; atac cu soluție apoasă 20% H_2SO_4 prin imersie la 70°C; mărire ×800:
a) aliaj Al—8%gr.Fe; *b) aliaj* Al—4%gr.Fe; *c) aliaj* Al—1%gr.Fe

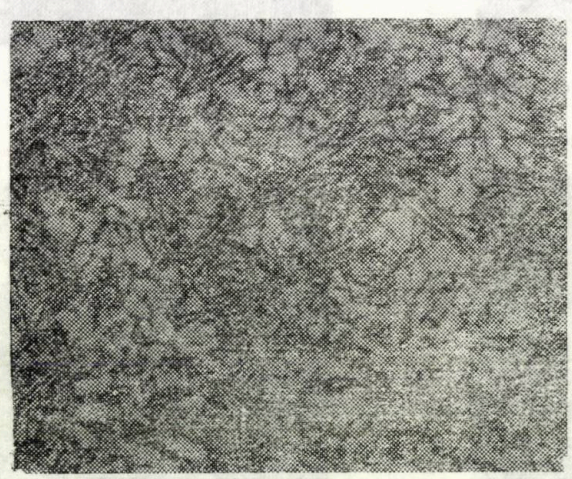
Probele pentru observare metalografică și pentru măsurătorile de microduritate au fost obținute prin presarea filamentelor extrase din topitură la o presă mecanică. Aptitudinea de presare a fost bună pentru toate compozițiile de aliaje studiate, indicînd că produsul obținut prin călire din stare lichidă poate fi prelucrat prin procedeele obișnuite din metalurgia pulberilor (presare la rece și extruziune la cald sau presare izostatică la cald). Observarea microscopică a formei filamentelor în compactul obținut prin presare arată că acestea s-au deformat plastic și nu au suferit ruperi sau fisurări. Ductilitatea produsului solidificat rapid prin călire din stare lichidă, manifestată la conținuturi apreciabile de fier în aliaj, este rezultatul unei distribuții microstructurale avantajoase a elementului de aliere : în aliajele călite din stare lichidă o proporție mare de fier se află în soluție solidă în aluminiu, iar restul, separat sub formă de compus, are o distribuție fină interdendritică.

Din sistemul Al—Si s-au studiat trei compoziții : două aliaje hipoeutectice (cu 4 %, respectiv 8 % Si) și un aliaj aproape eutectic (cu 12 % Si), observînd efectele microstructurale ale măririi vitezei de răcire.Pentru exemplificare, se vor arăta efectele călirii din stare lichidă în aliajul cu cel mai ridicat conținut de siliciu, aliajul eutectic cu 12 % Al. Microstructura de echilibru obținută la solidificarea lentă a aliajului în creuzet, caracterizată prin dispersia grobă a cristalelor platiforme de siliciu eutectic (fig. 12, *a*), a fost modificată prin turnarea în cochilă în modul bine cunoscut : în microstructură au apărut dendrite de soluție solidă α și o dispersie fină a siliciului eutectic (fig. 12, *b*).

Călirea din stare lichidă a produs efecte microstructurale noi, constînd dintr-o micșorare foarte puternică a dimensiunii dendritelor și o diminuare considerabilă a ariilor eutectice (fig. 13, *a* și *b*). Din punct de vedere al volumului ocupat de eutectic în microstructura aliajului cu 12 % Si, solidificat rapid prin călire din stare lichidă, acesta a devenit comparabil cu cel din

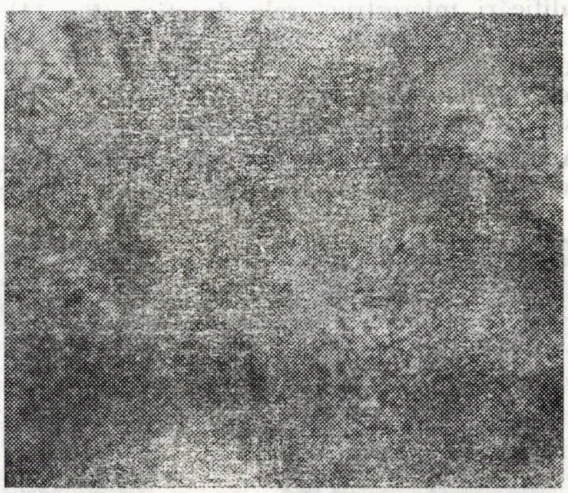


a

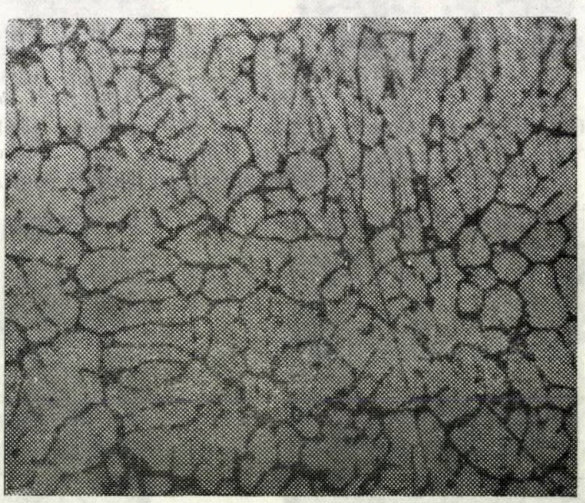


b

Fig. 12. Microstructurile aliajului Al—12 %gr.Si solidificat în condiții uzuale ; atac cu soluție apoasă 1 %HF ; mărire ×150 :
a) solidificat lent în creuzetul cuptorului (structură nemodificată) ; b) turnat în cochilă (structură modificată)



a



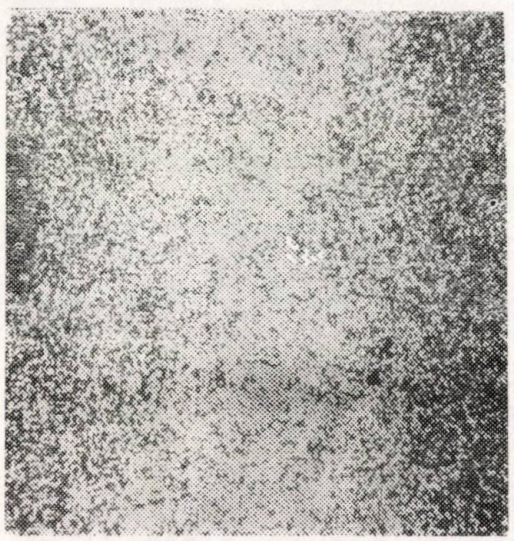
b

Fig. 13. Microstructuri ale aliajului Al—12 %gr.Si călit din stare lichidă prin metoda extracției din creuzet ; atac cu soluție apoasă 1 % HF :
a) filamente presate ; mărire × 100 ; b) detaliu dintr-un filament ; mărire × 800

microstructura de echilibru a aliajului cu 4 % Si (fig. 13). Aceste efecte microstructurale indică, la fel ca în cazul aliajelor Al—Fe, intrarea masivă în soluție a siliciului, ca efect al extinderii solubilității în condițiile vitezelor de răcire asigurate de extracția din topitură.

Imaginile de raze X produse de radiația caracteristică K_α a siliciului, înregistrate la microsonda electronică pentru aliajul cu 12 % Si răcit lent și, respectiv, călit din stare lichidă (fig. 14), pun în evidență uniformizarea repartiției siliciului în microstructură la solidificarea ultrarapidă. Determinările de microduritate în cristalele de soluție solidă au indicat la toate compozițiile studiate un efect de durificare la creșterea vitezei de răcire, confirmînd introducerea siliciului în exces în soluția solidă.

a



b

Fig. 14. Imagini de raze X redînd distribuția siliciului în microstructura aliajului Al—12 %gr.Si în funcție de viteza de răcire la solidificare (înregistrări la microsonda electronică) ; mărire ×1200 : *a) solidificat lent în creuzetul cuptorului (separări de siliciu primar și siliciu eutectic) ; b) călit din stare lichidă (siliciu în soluție în aluminiu)*

Interesul potențial al aliajelor Al—Fe și Al—Si călite din stare lichidă rezidă în proprietățile mecanice ale produselor obținute prin consolidarea pulberilor.

Măsurătorile de proprietăți mecanice efectuate de Thursfield și Stowell [6] pe produse extrudate la cald din pulberi de aliaj Al—8 % Fe, obținute prin călire din stare lichidă la viteze de răcire de ordinul 10^6 °C/s, arată că aliajele Al—Fe au rezistențe la tracțiune la temperatura ambiantă și la temperaturi ridicate echivalente sau chiar superioare în raport cu ale celor mai bune aliaje de aluminiu clasice tratate termic (duraluri, zicraluri). În comparație cu produsele extrudate din pulberi de aliaj Al—8 % Fe, obținute prin atomizare (cu viteze de răcire la solidificare de 10^3 °/s), produsele presate și

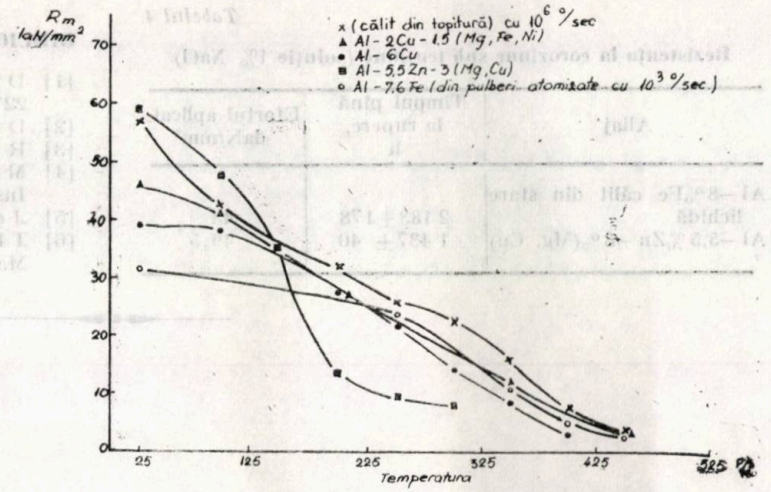


Fig. 15. Rezistența de rupere la tracțiune după 100 h menținere la temperatura de încercare pentru aliajul Al—8 %gr. Fe călit din stare lichidă comparativ cu a aliajelor de aluminiu clasice

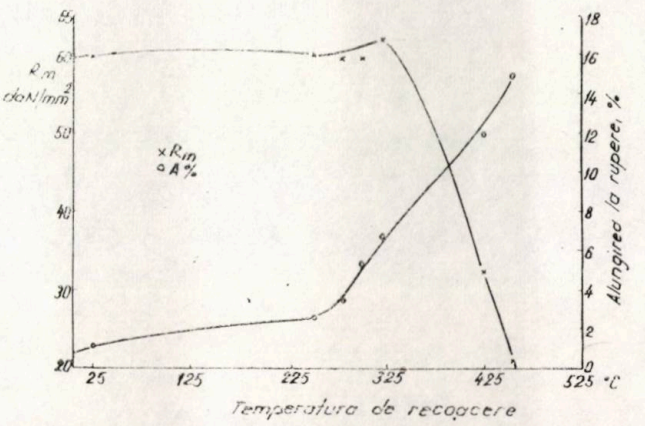


Fig. 16. Rezistența de rupere la tracțiune și ductilitatea în funcție de temperatura de recoacere pentru aliajul Al—8 %Fe călit din stare lichidă și extrudat la 250°C

extrudate din pulberi obținute prin călire din stare lichidă sînt net superioare, avînd o rezistență dublă la tracțiune la temperatura ambiantă (fig. 15).

Aplicarea unei încălziri produselor extrudate la 250°C din pulberi de aliaj Al—8% Fe, obținute prin călire din stare lichidă, influențează proprietățile mecanice de rezistență la tracțiune și alungire la rupere la temperatura ambiantă (fig. 16). Ușoara creștere de rezistență, asociată cu creșterea ductilității produse de încălzirea în intervalul 275—325°C, poate fi atribuită unei durificări prin precipitare, ca efect al transformării compusului metastabil aflat sub formă de rețea în aliajul solidificat rapid, în compus $FeAl_3$ distribuit sub formă de cristale aciculare fine legate coerent de rețeaua cristalină a matricei α. Coalescența rapidă și sferoidizarea acelor de $FeAl_3$ la temperaturi peste 325°C produce efectul de supraîmbătrînire manifestat prin înmuierea aliajului (fig. 16).

Tabelul 4

Rezistența la coroziune sub tensiune (soluție 1% NaCl)

Aliaj	Timpul pînă la rupere, h	Efortul aplicat, daN/mm²
Al—8%Fe călit din stare lichidă	2 183±178	48
Al—5,5%Zn—3%(Mg, Cu)	1 437± 40	49,5

În raport cu aliajele clasice de aluminiu durificate prin precipitare, produsele de aliaj Al—Fe obținute prin consolidarea pulberilor călite din stare lichidă sînt net superioare ca rezistență la fluaj și ca rezistență la coroziune sub tensiune (tab. 4). În comparație cu aliajele de aluminiu durificate prin dispersie cu oxizi de aluminiu (aliajele SAP), handicapate de lipsa lor de ductilitate la temperaturi ridicate, aliajele Al—Fe călite din stare lichidă sînt nu numai rezistente la temperaturi înalte, dar au o ductilitate care crește cu temperatura.

Aplicațiile interesante ale aliajelor Al—Fe călite din stare lichidă se conturează în domeniul condițiilor severe de serviciu la temperaturi înalte ca materiale ce îmbină rezistența la fluaj și la oboseală cu rezistența la coroziune și eroziune.

BIBLIOGRAFIE

[1] Duwez, P. și Willens R. H. În: Trans. AIME, 227, 1963, p. 362.
[2] Duwez, P. In: Trans. ASM, 60, 1967, p. 607.
[3] Ruhl, R. C. În: Mat. Sci. Eng., 1, 1967, p. 313.
[4] Matyja, H., Giessen, B. C. și Grant, N. J. În: Journal Inst. Metals, 96, 1968, p. 30.
[5] Jones, H. În: Intern. Metals Rev., iunie, 1977.
[6] Thursfield, G. și Stowell, M.J. În: Journal Mat. Sci., 9, 1974, p. 1644.

Dr. ing. T. Dulămiță,
dr. ing. M. Cojocaru,
dr. ing. E. Florian
Institutul politehnic — București
ing. O. Todiriță
Întreprinderea „23 August" — București

Asimilarea unor materiale de scule cu conținut redus de elemente de aliere și durabilitate mărită

CZ: 699.14.018.25:620.169.1

Valorificarea plenară a materiilor prime implică o alegere rațională a mărcii oțelului și a tipodimensiunii semifabricatului laminat.

Reducerea numărului de mărci de oțeluri și de tipodimensiuni s-a impus ca o necesitate pentru realizarea de economii în siderurgie. Problemele care apar cu deosebită pregnanță în fața utilizatorului sînt legate, pe de o parte, de necesitatea folosirii unor oțeluri mai ieftine, iar pe de altă parte, de folosirea unor oțeluri care în mod normal se produc într-o gamă dimensională mai variată decît cele cu destinație specială (OSC-uri; Rp5 comparativ cu Rp1, Rp2) dar care, supuse unui ciclu de tratament termic și termochimic adecvat, pot atinge performanțe ridicate în exploatare.

Utilizatorul diverselor mărci de oțeluri este necesar că cunoască pentru fiecare tipodimensiune de sculă 2—3 tipuri de oțel, prin care este posibilă rezolvarea problemelor în una din variantele:

— să folosească un oțel mai ieftin, dar care este admisibil la un anumit moment ca tipodimensiune;

— să folosească oțelul cu conținut ridicat de elemente de aliere (Rp3; C120), în cazul în care semifabricatul este disponibil, dar prin tratament termic să-i crească durabilitatea sculei, reducînd concomitent numărul de exemplare necesare;

— să înlocuiască un material cu altul (oțel rapid cu 38MoCrAl09 pentru broșe; plăcuțe dure cu conținut ridicat de carburi de wolfram cu oțel rapid pentru scule cu prindere mecanică etc.).

Abordarea în acest fel a problemei a fost și este posibilă, ca urmare a colaborării strînse cu proiectanții de scule și de regimuri de așchiere. Această colaborare a permis:

— gruparea sculelor de un anumit tip, în funcție de condițiile de solicitare;

— stabilirea seriei de piese prelucrate și a durabilității preconizate sculelor (pentru cazul categoriei sculelor netipizate);

— prescripții privind precizia dimensională a sculei, a timpului dintre reascuțiri etc.

Sculele destinate prelucrării la rece, cu sau fără degajare de așchii sau pilitură, sînt într-o măsură covîrșitoare executate din oțeluri complex aliate, oțeluri care conțin într-o proporție ridicată elemente scumpe și deficitare. Acest lucru pare justificat la primă analiză, dat fiind modul complex în care acestea sînt solicitate: încovoiere, frecare, oboseală, șocuri mecanice și termice, pe de o parte, iar pe de altă parte, necesitatea asigurării unor ritmuri ridicate de prelucrare impuse de etapa actuală de dezvoltare (în cazul sculelor așchietoare spre exemplu, necesitatea creșterii vitezelor de așchiere).

Căile posibile de urmat în rezolvarea acestor deziderate ar putea fi sintetic prezentate în felul următor:

— înlocuirea materialelor metalice complex aliate cu elemente scumpe și deficitare cu alte materiale metalice mai ieftine, dar care printr-o tehnologie de tratament adecvată să atingă performanțe în exploatare;

— creșterea performanțelor în exploatare a sculelor executate din oțeluri aliate prin aplicarea tratamentelor termochimice, astfel încît să se atingă implicit și o creștere a durabilității acestora.

Utilizarea unor metode eficiente de tratament termochimic poate să conducă la o creștere considerabilă a durabilității sculelor. Problema care se impune este legată de alegerea variantei optime de tratament termic și termochimic. Posibilitățile de durificare superficiale sînt multiple, dar alegerea tipului de tratament termochimic, a parametrilor termici, temporali și chimici ai acestuia trebuie să fie făcută avînd în centrul atenției necesitatea realizării unei compoziții fazice în stratul cementat, compoziție fazică care să asigure sculei cu anumită destinație comportarea corespunzătoare.

Nitrurarea ionică, utilizată în prima etapă în exclusivitate pentru piese (în special roți dințate) cîștigă tot mai mult teren, fiind aplicată sculelor. Concomitent cu creșterea interesului pentru durificarea superficială a sculelor, prin acest procedeu se înregistrează o restrîngere a interesului pentru durificarea superficială a primei categorii de produse, datorită multiplelor dezavantaje pe care le prezintă.

Aplicat în cazul sculelor, acest procedeu de durificare prezintă ca principal avantaj posibilitatea unei reglări permanente a valorilor parametrilor chimici ai procesului, astfel încît să se realizeze o compoziție fazică corespunzătoare în stratul cementat cu azot. Se impune, de asemenea, realizarea unui control riguros al procesului de pulverizare catodică, proces care poate conduce la o modificare sensibilă a geometriei sculei, în special la nivelul părților active. Evitarea acestor pericole se poate face printr-o respectare strictă a tehnologiei, dar

este necesară în primul rînd o cunoaştere aprofundată a proceselor care au loc în spaţiul interelectrodic.

Pentru elucidarea acestor fenomene, s-a impus fundamentarea teoretică a proceselor care stau la baza cementării cu azot. S-a pornit de la analiza din punct de vedere energetic a reacţiilor de descompunere a amoniacului în prezenţa şi respectiv absenţa cîmpului electrostatic, aceasta pentru a putea crea un paralelism între procesul clasic şi respectiv ionic de nitrurare. S-a ajuns la concluzia că în ambele cazuri procesele care au loc preferenţial în incintă sînt procese de ionizare a moleculelor de amoniac, diferenţele constînd în dimensiunea volumului în care se produc şi în raportul vitezelor de desfăşurare a proceselor ionizare-recombinare.

Cercetări fundamentale, orientate în direcţia elucidării mecanismului adsorbţiei şi difuziei azotului în timpul procesului de nitrurare, au condus la fundamentarea mecanismului ionic al adsorbţiei. La o primă analiză s-a crezut că importanţa acestui lucru este pur teoretică, dar concluziile care s-au desprins au fost de o importanţă covîrşitoare pentru practică. S-au creat în acest fel premisele dirijării procesului de adsorbţie la interfaţa gaz-metal şi difuziei în volum, astfel încît stratul cementat cu azot rezultat să fie caracterizat de o anumită compoziţie fazică, compoziţie care să conducă la o creştere substanţială a caracteristicilor de exploatare (rezistenţă la uzare, şoc etc.).

O primă concluzie desprinsă, concluzie care a generat o serie întreagă de variante ale procesului de nitrurare, variante caracterizate prin eficienţă ridicată, a fost legată de rolul acţiunii manifestate de suprafaţa produsului supus cementării în dirijarea procesului de ionizare şi sinteză a componentelor mediului. Raportul celor două acţiuni ionizare-sinteză este determinat de valoarea energiei de rupere a electronului din suprafaţă, pe de o parte şi, pe de altă parte, de diferenţele de compoziţie chimică rezultate la nivelul suprafeţei, în prezenţa unor oxizi sau compuşi organici (sau anorganici) adsorbiţi. S-a demonstrat teoretic, iar datele experimentale au confirmat pe deplin că, în prezenţa (pe dimensiuni de cîţiva microni, la suprafaţa produsului) a unor zone de oxid de tip Fe_3O_4, de metal adsorbit de tipul Na, Cs, de compus anorganic de tipul fosfatului de amoniu etc., are loc o intensificare a procesului de ionizare, datorită scăderii energiei de rupere a electronului din suprafaţa produsului, crescîndu-se concentraţia ionilor în starea activă la interfaţa metal-gaz, şi, prin aceasta, obţinîndu-se o intensificare a proceselor de adsorbţie şi difuzie.

Pentru a obţine o imagine cît mai concludentă a fenomenelor amintite anterior şi o evaluare cantitativă (nu numai calitativă) a influenţei fiecărui parametru tehnologic asupra durabilităţii sculei, cercetările experimentale au fost realizate utilizînd metode matematice — metoda experimentului programat. S-a ajuns astfel la concluzia că oţelul C120 tratat termic corespunzător poate fi supus tratamentului termic de nitrurare, fără a fi afectate caracteristicile miezului, prin aceasta obţinîndu-se o ridicare considerabilă a caracteristicilor de exploatare a stratului. Ecuaţia regresiei modelului liniar adoptat (1) dă indicaţii referitoare la gradul de influenţă a fiecărui parametru tehnologic corespunzător tratamentelor termice de călire şi revenire şi respectiv tratamentului termochimic de nitrurare:

$$Y = 53{,}31 + 2{,}4\ x_1 - 6{,}17 x_3 \qquad (1)$$

unde:

Y este duritatea obţinută în straturile superficiale după efectuarea ciclului de nitrurare la $T = 520° - 4h - \alpha = 25\%NH_3$;

x_1 — temperatura de călire, °C;

x_3 — temperatura de revenire, °C.

Parametrii temporali ai călirii şi revenirii aleşi în intervalele 20—60 min şi respectiv 1—3h nu au manifestat o influenţă semnificativă asupra parametrului de optimizat, lucru sesizabil în urma verificărilor statistice.

De asemenea, aplicarea unor tratamente termice de recoacere în atmosfere de protecţie, ulterior ciclului de nitrurare, poate conduce la o creştere a dimensiunii stratului cementat cu azot, concomitent înregistrîndu-se o modelare a maximului de duritate în strat, în limite impuse iniţial. În funcţie de parametrii termici şi temporali ai recoacerii, efectuată ulterior nitrurării, compoziţia fazică şi caracteristicile mecanice ale stratului se pot ajusta în funcţie de necesităţile impuse sculei.

Prin reglarea parametrilor electrici şi gazodinamici ai procesului de nitrurare ionică aplicat plăcuţelor executate din oţel rapid, s-a constatat o creştere a durabilităţii acestora chiar la viteze de aşchiere apropiate de cele asigurate de plăcuţele din carburi dure sinterizate (de la 20—40 m/min în stare netratată termochimic la 60—80 m/min după aplicarea tratamentului termochimic, comparativ cu 100 m/min, viteză asigurată de plăcuţe din carburi dure sinterizate).

Rezultatele cercetărilor experimentale, obţinute de colectivul de autori în laborator, fac obiectul unor verificări de lungă durată în condiţii industriale. Ele sînt de asemenea utilizate în reproiectarea secţiei de tratament termic al sculelor la Întreprinderea „23 August" — Bucureşti, reproiectare care apare ca necesară în contextul creşterii producţiei întreprinderii şi a necesităţii introducerii noilor tehnologii, menite să ridice durabilitatea sculelor şi să reducă concomitent consumurile energetice aferente tratamentelor termice şi termochimice.

Ing. C. Rizescu, ing. N. Drăgan,
ing. V. Ursu, ing. Viorica Mercea,
ing. M. Dobrescu, ing. L. Pencea,
ing. P. Ianc, ing. Silvia Jurubiță,
ing. Nicoleta Cătuneanu, ing. E. Baroncea,
ing. Liuba Damian
Institutul de cercetări metalurgice
București
ing. D. Dulamă, ing. A. Florea,
ing. Gh. Damaschin, ing. V. Munteanu
și ing. M. Budur
Combinatul siderurgic—Galați

Cercetări privind realizarea oțelurilor rezistente în medii cu hidrogen

CZ: 669.14:539.56

Urmare a dezvoltării industriei chimice, petrochimice și a celei energetice din ultimele decenii, s-a reactualizat și ridicat pe o treaptă superioară problema interacțiunii dintre oțel și anumite medii care conțin sau pot dezvolta hidrogen la diverse niveluri de activitate.

Dintre instalațiile la a căror proiectare, realizare și exploatare se acordă o importanță din ce în ce mai mare problemelor legate de fragilizare prin hidrogen, se menționează : reactoarele de sinteză a amoniacului, turnurile de hidrocracare din industria petrochimică, rezervoarele de stocare și transport al unor tipuri de gaze și produse petroliere, instalațiile de fabricare a ureei, turnurile de sinteză de la fabricarea apei grele etc.

Bazele teoretice ale alegerii și precizării tehnologiei de fabricare a oțelului

Este cunoscut de mult faptul că hidrogenul manifestă o puternică fragilizare a oțelului. Fragilizarea prin hidrogen (*HF*) este o noțiune complexă, care astăzi cuprinde nu numai pierderea ductilității oțelului, ca urmare a prezenței hidrogenului în rețeaua cristalină a acestuia ci, ca fenomen specific, se manifestă atît prin scăderea capacității oțelului de a rezista dezvoltării coroziunii fisurante sub sarcină în prezență de hidrogen (*HCFS*), cît și formării de „sufluri" (blister) cu distrugerea ulterioară a piesei, aspect care este astăzi cunoscut sub denumirea de „fisurare indusă de hidrogen" (*HIF*). Ca o caracteristică generală a *HF* este faptul că cele două componente ale sale (*HCFS* și *HIF*) apar distinct. Astfel *HCFS*, caracteristică de regulă a oțelurilor cu rezistență ridicată, apare în condițiile existenței unei stări de tensiune în instalație (recipient), în timp ce *HIF* este un fenomen mult mai general, apariția sa nefiind condiționată de existența unei stări de tensiune.

Practica exploatării utilajelor care funcționează în medii cu hidrogen și cercetările întreprinse în acest domeniu au arătat că în prezent nu există oțeluri și aliaje complet imune la fragilizarea prin hidrogen. În aceste condiții, stabilitatea oțelului la acțiunea fragilizantă a hidrogenului se poate defini, în general, printr-o susceptibilitate redusă sau tolerat admisibilă la dezvoltarea fenomenului de fragilizare prin hidrogen în condițiile de tensiuni și temperaturi specifice clasei de oțel.

Mecanismul dezvoltării *HF* [1], [2] este diferit, în funcție de valoarea principalilor parametri care îl definesc, și anume : presiune și, respectiv, temperatură. În funcție de acești parametri, Nelson [3] a reprezentat domeniile de utilizare în prezență de hidrogen a diferitelor clase de oțeluri (fig. 1).

În raport cu condițiile specifice de lucru ale utilajelor, pentru a căror construcție s-a impus asimilarea fabricației unui oțel rezistent la fragilizarea prin hidrogen, s-a indicat un oțel din clasa C—Mn, respectiv un oțel standardizat în ASTM pentru o serie de construcții sudate de uz general. Este cunoscut însă că printr-o com-

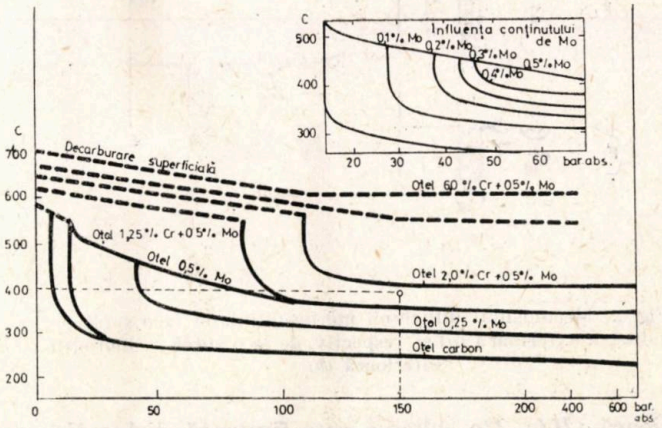


Fig. 1. Domeniile de utilizare a oțelurilor cu diferite compoziții chimice în medii de hidrogen, în funcție de temperatură și presiune (diagrama Nelson)

poziție chimică se creează de regulă doar cadrul general prin care se pot acoperi caracteristicile mecanice și tehnologice, nu însă și totalitatea caracteristicilor de exploatare. Comportarea oțelului, îndeosebi în medii de hidrogen, este determinată de modul în care participă și se interacționează diversele elemente structurale ale oțelului. Pentru clarificarea acestor probleme, au fost efectuate multe lucrări de cercetare, dintre care pot fi reținute lucrările [4]—[8]. Fără a intra în detalii asupra acestor probleme, în cadrul acestei lucrări se subliniază următoarele :

a — Pentru explicarea comportării materialelor în mediu de hidrogen este astăzi, se pare, larg acceptată teoria capcanelor, elaborată încă din 1949 de către Darken și Smith și dezvoltată apoi de G. M. Pressouyre și I. M. Bernstein. În cadrul acestei teorii prin „capcane" se înțelege în general orice constituent sau defect de structură care poate bloca, pentru un anumit timp, deplasarea în interiorul matricei a atomului sau ionului de hidrogen. Sînt considerate „capcane" : dislocațiile, limitele de grăunți, golurile și interfețele particule-matrice *. Schematic, în figura 2 este prezentat mecanismul difuziunii hidrogenului în interiorul rețelei, de la o sursă de hidrogen exterioară (*HE*) și, respectiv, inte-

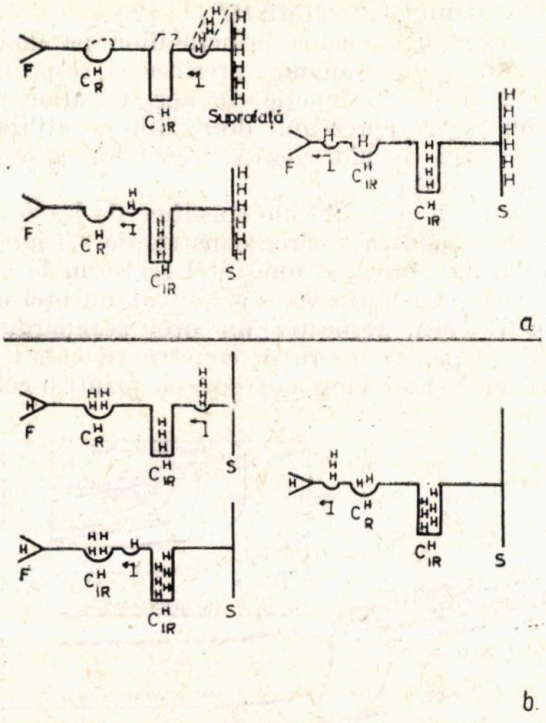


Fig. 2. Mecanismul difuziunii hidrogenului de la o sursă de hidrogen exterioară (*a*) și, respectiv, de la o sursă de hidrogen interioară (*b*)

rioară (*HI*). Pe schemă este figurată dislocația ($\perp$) care în drumul său către zona potențială de fisurare (*F*) întîlnește capcane ireversibile C^H_{IR} și, respectiv, reversibile C^H_R.

În cazul *HE*, dislocațiile în deplasarea lor, întîlnind C^H_{IR} și C^H_R neafectate de către hidrogen, vor ceda acestora o parte din hidrogenul care le însoțește, ceea ce face ca o parte relativ mai mică din hidrogenul inițial să ajungă la zona potențială de fisurare. În aceste condiții, probabilitatea ca aceste zone să realizeze conținuturile critice de hidrogen va fi mai redusă.

În situația *HI*, capcanele ireversibile sînt deja încărcate cu hidrogen, capacitatea acestora de a prelua o parte din hidrogenul dislocațiilor este mult diminuată și deci în zona potențială de fisurare va ajunge mai repede hidrogenul necesar inițierii fisurării.

Posibilitatea valorificării tehnologice a comportării diferitelor „capcane" la difuzia hidrogenului rezidă în cunoașterea acestora și asigurarea unui număr mare de „capcane" ireversibile, cu o distribuție cît mai omogenă și îndeosebi de o formă corespunzătoare, pentru ca acestea să nu constituie surse potențiale de fisurare.

b — Din mecanica ruperii este cunoscut că fisurile existente sau formate în piese, ca urmare a acțiunii unor forțe, se dezvoltă numai în situația în care tensiunile efective depășesc anumite valori, numite critice, caracteristice unei anumite clase de oțeluri cu o structură definită. Pornind de la acest concept, corelat cu faptul că în cazul funcționării în hidrogen nivelul „tensiunii critice" este afectat de valoarea conținutului în hidrogen, C. D. Beachem [5] a prezentat în schema din figura 3 corelațiile care pot exista între factorul de intensitate a tensiunii și conținutul de hidrogen în dezvoltarea unei fisuri la *HF* prin diferite moduri : rupere intergranulară (RIG_r), rupere prin cvasiclivaj (*RQC*) sau rupere prin intersectarea microgolurilor formate (RMG_0). Rezultă deci că

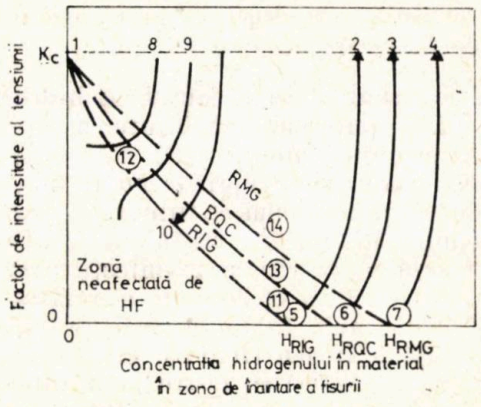


Fig. 3. Dependența factorului de intensitate al tensiunii în funcție de concentrația hidrogenului în material, în zona de înaintare a fisurii

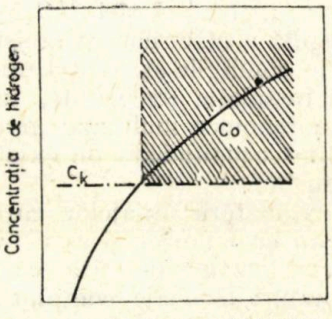


Fig. 4. Domeniul de apariție sau dezvoltare a unei fisuri în funcție de conținutul critic în hidrogen (C_k) și de conținutul de hidrogen absorbit (C_0)

* Particula definită în forma sa generală de incluziune nemetalică sau metalică ca fază distinctă în matricea de bază.

fisurarea apare atunci cînd concentrația în hidrogen a matricei depășește anumite limite, notate în figura 3 prin : H_{RIG} ; H_{RQC} ; H_{RMG}, în funcție de tipul de rupere pe care îl provoacă.

Apar astfel două noțiuni importante : conținutul de hidrogen absorbit din mediu (C_0) și, respectiv, conținutul de hidrogen critic (C_K) capabil să asigure nucleerea unei fisuri sau dezvoltarea unei fisuri existente. Fisurarea se va produce ori de cîte ori $C_0 \geqslant C_K$ (fig. 4).

c — Evitarea *HIF* devine posibilă numai în situația asigurării unui raport $C_0 < C_K$, condiție care de fapt sintetizează o multitudine de factori, care intervin asupra valorii acestor conținuturi de hidrogen, caracteristice unei clase date de oțel. Au fost efectuate multe cercetări [7], [10]—[12] pentru stabilirea factorilor de influență asupra acestor două mărimi C_0 și C_K.

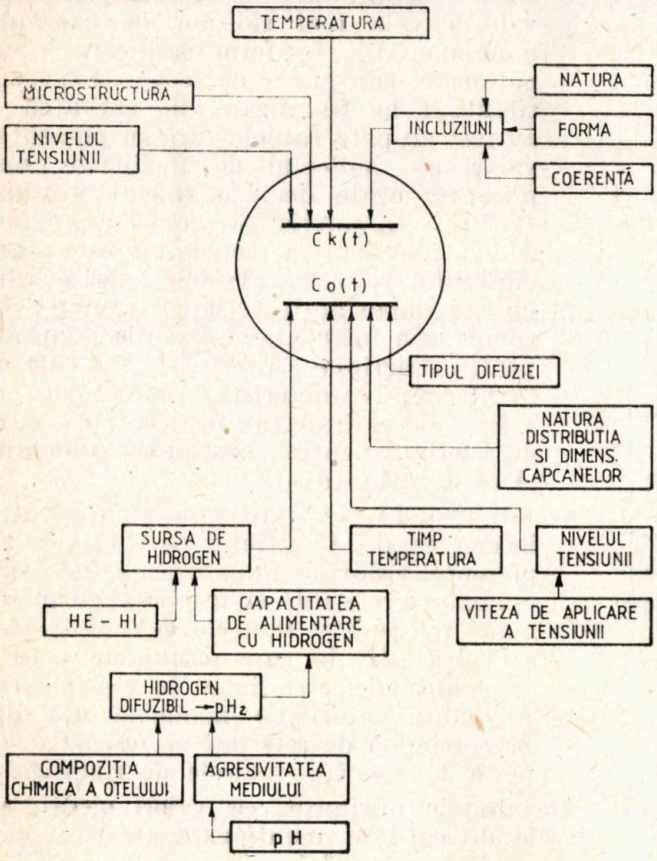


Fig. 5. Factorii de influență asupra conținutului critic în hidrogen (C_k) și conținutului de hidrogen absorbit (C_0)

În graficul din figura 5 se reprezintă sintetic modul în care diverși factori acționează asupra concentrațiilor de hidrogen (C_0 și C_K) amintite. Trebuie reținut că, alături de factorii care depind de tipul instalației sau de soluția de proiectare aleasă, sînt mulți factori care depind de aspectele metalurgice ale realizării produsului respectiv. Modul în care sînt rezolvate de un anumit producător de oțel aceste probleme este condiționat de baza tehnico-materială existentă și constituie, de regulă, know-how-ul tehnologic respectiv.

Lucrări experimentale. Prezentarea datelor și discuții

Pe baza mecanismului general de acțiune a diverșilor factori asupra *HF* a fost întocmită, în raport cu condițiile existente de asigurare tehnico-materială, tehnologia de fabricație a tablelor groase, care constă în principal din : elaborarea în cuptoare electrice bazice, tratarea în vid a oțelului și modificarea incluziunilor nemetalice, laminarea lingourilor în sleburi cu o anumită grosime, în funcție de grosimea produsului finit, un regim termic la laminarea sleburilor în tablă care să asigure o deformare minimă a incluziunilor nemetalice, tratamentul termic de normalizare. Preconizată inițial pentru produse plate grele, tehnologia, cu anumite particularități legate de specificul uzinelor elaboratoare, s-a aplicat și în cazul profilelor.

Paralel cu aceasta s-a ridicat problema stabilirii criteriului de recepție semnificativ pentru determinarea stabilității oțelului în mediu de hidrogen. Cu toate că în problema fragilizării prin hidrogen a oțelurilor au fost efectuate pînă în prezent numeroase lucrări, nu se dispune încă de o metodă standardizată, sub aspectul metodicii și al valorii criteriilor de admisibilitate, unanim recunoscută, ci doar de metode specifice puse la punct de diverși cercetători, în scopul evidențierii unui anumit aspect. În aceste condiții s-a pornit de la unele afirmații din literatura de specialitate [13], [16], conform cărora, asupra susceptibilității la fragilizarea prin hidrogen acționează, în general, aceiași factori structurali care influențează și asupra plasticității oțelului pe direcția grosimii tablei, respectiv de la faptul că oțelurile cu o valoare ridicată a gîtuirii la rupere pe axa *Z* vor avea, de principiu, o rezistență ridicată la fragilizarea prin hidrogen. Determinarea gîtuirii la rupere pe grosimea tablei se efectuează după o metodă standardizată atît în R.S.R., cît și în alte țări, iar din punct de vedere al acestei caracteristici există criterii unanim acceptate privind clasele de calitate ale oțelurilor [17] — [19].

Stricțiunea pe grosimea tablei și susceptibilitatea la HF. Pentru analiza comparativă a sensului și nivelului de acțiune a unor factori metalurgici cu pondere semnificativă asupra celor două caracteristici, au fost prelevate probe din regiunea axială a tablei, corespunzător zonei de cap a lingourilor. Șarjele de oțel carbon-mangan de marcă G52/28 au fost elaborate în cadrul aceleiași tehnologii și laminate în table cu grosimea între 40 și 80 mm.

Stricțiunea pe direcția grosimii tablei a fost efectuată pe probe cu Ø 10 mm, în condițiile prevăzute de STAS 11417—80.

Susceptibilitatea la acţiunea fragilizantă a hidrogenului a fost determinată prin valoarea reducerii relative a gîtuirii probelor de tracţiune, menţinute timp de 72 h într-o soluţie tip NACE, la un *p*H 3,0 – 3,5 faţă de nivelul gîtuirii pe probe nefragilizate. Indicele de fragilizare determinat în cazul acestei metodici ca valoare a raportului:

$$\frac{Z_0 - Z_1}{Z_0} \cdot 100$$

în care Z_0 şi Z_1 reprezintă gîtuirea iniţială şi, respectiv după fragilizare, va indica o stabilitate la acţiunea hidrogenului cu atît mai mare, cu cît valoarea sa este mai mică [13]. Au fost aplicate şi metodele microscopice de evaluare a fisurilor apărute în epruvete menţinute 72 sau 96 h într-un mediu cu agresivitate dată [14], [15]. Metoda este aplicată pentru recepţia oţelului de către firmele Sumitomo şi Kawasaki.

Pe baza determinărilor efectuate (fig. 6), a rezultat că probele care au prezentat în structură incluziuni nealungite, rezultat al unei modificări corespunzătoare şi a unei tehnologii de laminare adecvate, au avut valori ridicate ale stricţiunii pe grosimea tablei. Acest lucru este important, deoarece confirmă cercetări anterioare [20], [21], după care, în funcţie de morfologia, distribuţia şi dimensiunile incluziunilor sulfidice, şarjele cu acelaşi conţinut de S se pot situa, din punct de vedere al gîtuirii pe grosime, în clase diferite de calitate (fig. 7).

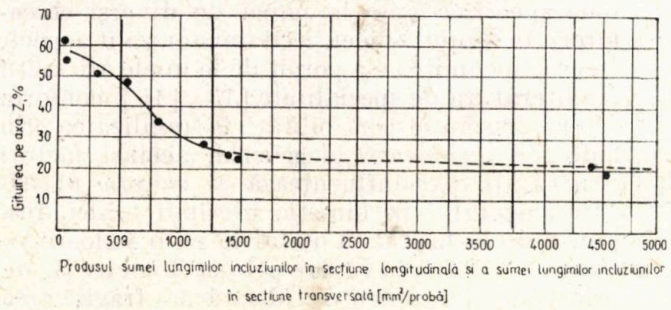


Fig. 6. Variaţia valorilor gîtuirii la rupere grosimea tablei în funcţie de suprafaţa incluziunilor nemetalice deformabile

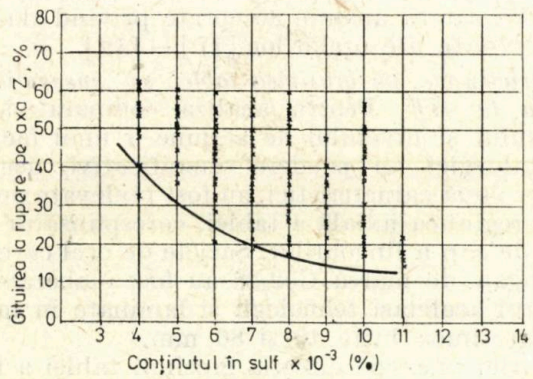


Fig. 7. Variaţia valorilor gîtuirii la rupere pe grosimea tablei în funcţie de conţinutul de sulf

Este admis că un oţel dat va avea o susceptibilitate la destrămare lamelară cu atît mai redusă cu cît nivelul stricţiunii pe direcţia grosimii este mai mare. Din acest punct de vedere, standardele cu circulaţie internaţională clasifică oţelurile livrate cu stricţiune pe grosime garantată în trei clase de calitate, în funcţie de valoarea în medie a stricţiunii: minimum 35%, minimum 25% şi, respectiv, minimum 15%.

Pentru scopul urmărit, folosind acelaşi principiu cu cel standardizat pentru stricţiunea pe grosimea tablei, au fost grupate rezultatele experimentale de la stricţiune pe grosime cu cele privind indicele de fragilizare în trei grupe de calitate:

- calitatea *I*, la care rezultatele pentru încercarea de stricţiune pe grosime au prezentat valorile cele mai ridicate, de exemplu minimum 35%, conform clasificării internaţionale. Din punct de vedere al susceptibilităţii la fragilizare, în calitatea *I* au fost grupate tablele care au prezentat valori ale indicelui de fragilizare mai mici sau egale decît o valoare minimă statistică, caracteristică şarjelor analizate. Avînd în vedere că metoda nu este standardizată, valoarea absolută a criteriului nu are importanţă decît cu caracter de comparaţie între clase. Valorile adoptate pentru stricţiune şi, respectiv, indicele de fragilizare, caracteristice încadrării în clasa *I* de calitate, au fost luate ca bază de referinţă pentru constituirea celorlalte clase de calitate;
- calitatea *II*, la care rezultatele pentru încercarea de stricţiune pe grosime au prezentat valori de minimum 0,7 din baza minimă de referinţă şi, respectiv, de maximum 1,4 pentru indicele de fragilizare;
- calitatea *III*, la care rezultatele pentru încercarea de stricţiune pe grosime au prezentat valori de minimum 0,5 din baza minimă de referinţă şi, respectiv, de peste 1,4 pentru indicele de fragilizare.

Rezultatele obţinute, ca valori medii, pe clasele de calitate menţionate anterior, sînt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Criteriul care trebuie avut în vedere	Lungimea specifică medie, μ/mm², calculată pentru clasele de calitate:					
	I		*II*		*III*	
	sulfuri	total	sulfuri	total	sulfuri	total
Stricţiunea pe direcţia grosimii tablei	63	102	130	161	249	447
Susceptibilitatea la fragilizare prin hidrogen	71	113	135	256	183	315

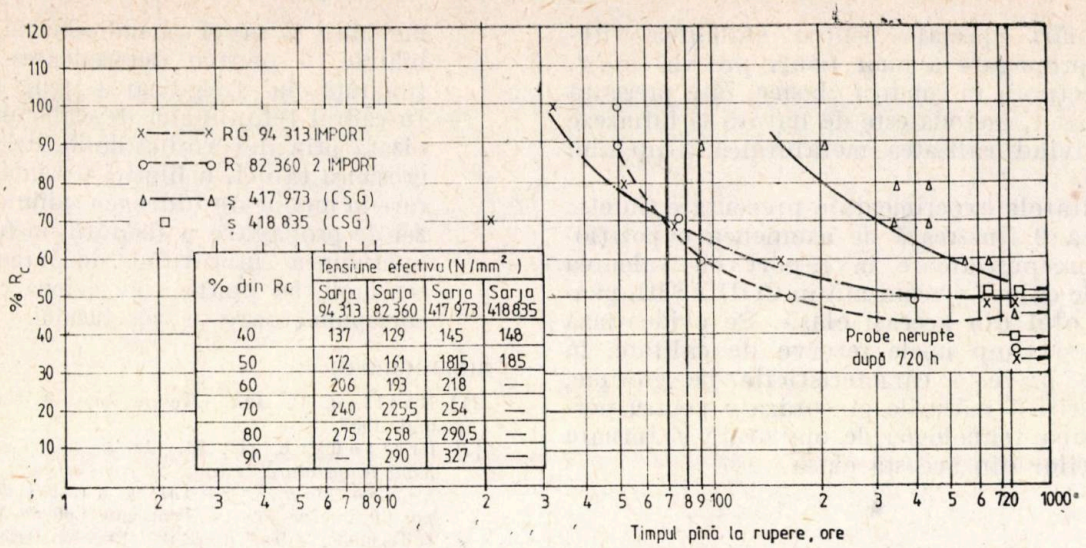


Fig. 8. Curbele limită de rupere la coroziunea fisurantă sub tensiune pentru diferite şarje din oţelul C—Mn studiat

De menţionat că au fost luate în considerare atît incluziunile sulfidice, cît şi cele oxidice în şiruri. Lungimea specifică a incluziunilor μ/mm^2 a fost determinată indirect din valoarea punctajelor maxime ale incluziunilor de tip A şi $B + C$.

Analiza acestor date atestă faptul că probele, care au prezentat incluziuni alungite de dimensiuni mari, s-au situat în clase inferioare de calitate. Sensul de influenţă al incluziunilor nemetalice alungite este practic acelaşi atît pentru stricţiunea pe direcţia grosimii, cît şi pentru indicele de fragilizare în mediu de hidrogen sulfurat.

Tensiunea limită de fisurare în mediu de hidrogen sulfurat. Metoda de determinare a tensiunii limită de fisurare este standardizată în NACE TM 01—77, presupunînd încercarea unei epruvete încărcate la diferite sarcini în mediu de hidrogen sulfurat. Tensiunea limită este cea corespunzătoare sarcinii, care la o menţinere de 720 h în soluţie NACE nu conduce la fisurarea epruvetei. Nu este o metodă de recepţie, ci doar de caracterizare a unui oţel realizat printr-o tehnologie dată. Avînd în vedere că epruveta lucrează sub tensiune, în mediu care dezvoltă hidrogen, se apreciază că din punct de vedere al condiţiilor favorizante de ajungere a hidrogenului din mediu în zona potenţială de fisurare este cea mai severă.

Determinările, efectuate pe probe din oţel elaborat în condiţiile tehnologice precizate, au permis trasarea curbei pentru obţinerea tensiunii limită (fig. 8). În cadrul aceluiaşi grafic au fost incluse şi valorile obţinute pe acelaşi oţel cu aceeaşi destinaţie, de producători consacraţi de astfel de oţeluri. Se constată astfel o poziţionare acceptabilă a tensiunii limită de fisurare în mediu de hidrogen sulfurat. Aceasta

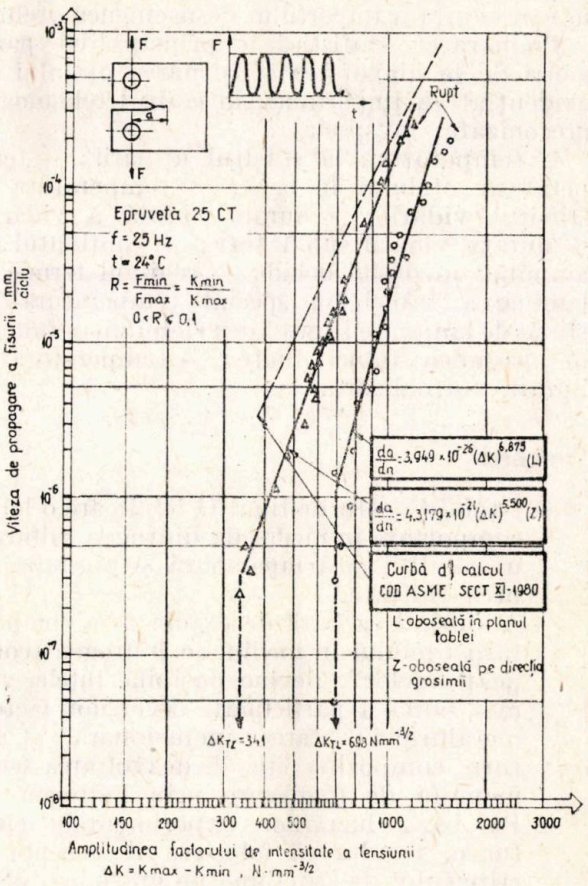


Fig. 9. Viteza de propagare a fisurării în funcţie de factorul de intensitate al tensiunii

este o garanţie că tehnologia preconizată asigură o stabilitate corespunzătoare oţelului.

Viteza de propagare a unor fisuri existente. Pentru obţinerea unor informaţii suplimentare, în ceea ce priveşte calitatea oţelului realizat prin tehnologia practicată, s-au efectuat

determinări speciale pentru stabilirea vitezei de propagare a unor fisuri preexistente *. Deşi efectuată în condiţii clasice, fără prezenţă de hidrogen, metoda este de natură să furnizeze date privind calitatea metalurgică a oţelului fabricat.

Rezultatele experimentale prezentate sintetic în figura 9 ilustrează de asemenea o poziţionare corespunzătoare în raport cu valoarea limită de calcul preconizată în COD ASME pentru un oţel din aceeaşi clasă. Se evidenţiază în acelaşi timp unele rezerve de calitate, în ceea ce priveşte caracteristicile pe grosime, care justifică măsurile preconizate pentru perfecţionarea tehnologiei de elaborare şi turnare a oţelurilor din această clasă.

★

Au fost elaborate în regim de asigurare a calităţii pînă în prezent şi prelucrate în table şi profile peste 500 şarje de oţel, cu reducerea în consecinţă a importului de asemenea oţeluri.

Prelucrarea statistică a principalilor parametri de la elaborarea şi turnarea oţelului au evidenţiat ca importanţi, în cadrul tehnologiei preconizate, în special:

— temperatura la sfîrşitul afinării; — temperatura oţelului în oală; — temperatura la sfîrşitul vidării; — durata totală a vidării; — durata vidării sub 1 torr; — conţinutul de aluminiu în oţelul lichid; — regimul termic la laminarea tablei, în special temperatura de sfîrşit de laminare; — grosimea slebului, în funcţie de grosimea tablei finite; — temperatura şi durata normalizării.

Concluzii

— Oţelul C—Mn de tipul G 52/28 are o bună comportare în mediu de hidrogen sulfurat, în condiţii de temperatură şi presiune nu prea ridicate.

— Adoptînd ca bază de explicare a comportării oţelului în mediu de hidrogen teoria „capcanelor", devine posibilă înţelegerea mai bună a participării diverşilor factori metalurgici: starea incluzionară, structura, compoziţia etc. la dezvoltarea fenomenului de fragilizare prin hidrogen.

— Pe baza lucrărilor experimentale efectuate, rezultă că folosirea în recepţie a criteriului de strictiune pe grosimea tablei într-o clasă de calitate corespunzătoare este în general acoperitoare şi pentru determinarea stabilităţii în mediu de hidrogen sulfurat a oţelului. Acest lucru s-a impus deoarece pînă în prezent nu se dispune de o metodă standardizată — ca metodică şi nivel al indicelui de acceptabilitate — pentru determinarea susceptibilităţii la fragilizarea prin hidrogen.

— În cadrul tehnologiei de elaborare, preconizată prin determinările de strictiune pe grosimea tablei, a limitei tensiunii de fisurare în mediu de hidrogen sulfurat, a vitezei de propagare a fisurării, în funcţie de aplitudinea factorului de intensitate a tensiunii, se poate concluziona o calitate corespunzătoare a produsului.

* Determinările au fost efectuate în ICEM — Laboratorul de utilizare raţională a oţelului, de către ing. Teodorescu, M., ing. Gheorghe, Angela şi sing. Irimescu, Radu.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bastien, P. În: Revue Arts et Manufactures, mai, 1957.

[2] Pressouyee, G. M. *Aciérs pour utilisation à haute temperature. Etude du comportement aux nuances 3Cr—1Mo et 1/2Cr—1Mo vis-à-vis de la décarburation par l'hydrogène chaud.* Troisième Congrès National sur la Technologie des Appareils à Pression, Paris, oct., 1980.

[3] * * * În: Werkstoffe und Korrosion, febr., 1963.

[4] Pressouyre, G. M. În: Acta metallurgica, vol. 28, 1980, p. 895.

[5] Beachem, C. D. În: Metal Transaction, feb., 1972, p. 437.

[6] Ikedo, A. şi colectiv *Influence of Environment Condition and Metallurgical Factors on Hydrogen Induced Cracking of Line Pipes Steel.* În: Sumitomo Technical Bulletin, 1978.

[7] Kaneko, T. şi colectiv *Improvement of Hydrogen Sulfide Cracking Susceptibility in Line Pipes for Sour Gas Service.* ME — NACE Corrosion Conference, apr. 15—17, 1979.

[8] Nakai, Yoichi şi colectiv În: Trans. I.S.I., vol. 19, 1979, p. 401.

[9] Darken, G. şi Smith, J. În: Corrosion, vol. 5, 1949, p. 1.

[10] Pressouyre, G. M. şi colectiv *Trap of Hydrogen Embrittlement Experimental Investigation.* Jakson Lake, U.S.A, 26—31 aug., 1980.

[11] Pressouyre, G. M. şi Zmudzinski, C. *Influence of inclusion on Hydrogen Embrittlement AIME—ISS.* Toronto—Canada, 30 oct., 1980.

[12] * * * Sumitomo Metal Industries, Ltd., mai, 1976. *Sulfide Stress Corrosion Craking of Welds of Line Pipes.*

[13] Talbot-Besnard, S. *La fragilisation des aciers par l'hydrogène.* În: Mémoires Scientifiques Revue de Métallurgie, mai—iunie, 1979.

[14] Kowaka, M., Terasaki, F., Nagata, S. şi Ikeda, A. *The Test Method of Hydrogen Induced Cracking of Rolled Steels under wet Hydrogen Sulfide Environment.* În: The Sumitomo Search, nr. 14, nov., 1975.

[15] Nakay, Y., Kurahashi, H., Emi, T. şi Haida, O. *Development of Steels Resistant to Hydrogen Induced Cracking in Wet Hydrogen Sulfide Environment.* În: Transactions ISIJ, vol. 19, 1979.

[16] Charleux, J. Bulletin Technique du Bureau Veritas, iunie, 1975, p. 144—149.

[17] * * * *Stahl — Eisen — Lieferbedingungen (Blech, Band und Breitflachstahl mit verbesserten Eigenschaften für Beanspruchungen senkrecht zur Erzeugnisoberfläche).* Standard R.F.G. 096—74, 1974.

[18] * * * *Tôles et larges plats avec propriétés garanties dans le sens perpendiculaire à la surface.* Standard Franţa, A 36—202—1074, 1974.

[19] * * * *Încercarea la tracţiune pe direcţia grosimii tablei.* STAS 11417—80.

[20] Akio, Onki *Produse plate din oţel rezistent la deşirarea lamelară.* Seminar on the Use of Steel in Shipbuilding, Katowice, Polonia, sept., 1980.

[21] Drăgan, N., Pencea, L., Jurubiţă, S. şi Ianc, P. *Factorii de influenţă asupra rezistenţei la deşirarea lamelară a oţelurilor sudabile de construcţie.* În: Metalurgia, nr. 4, 1983, p. 153—160.

Prof. dr. ing. Tr. Sălăgean
Membru corespondent al Academiei R.S.R.
Institutul politehnic „Traian Vuia" — Timișoara

Căi de reducere a consumului de energie electrică la sudare

CZ: 621.791.7:621.311.152

Energia la sudare E are două părți: E_s, energia pentru încălzirea locală a componentelor care se sudează și E_m, energia încorporată în metalul consumat pentru a face îmbinarea. Este evident că:

$$E = E_s + E_m \qquad (1)$$

În lucrare se determină E la sudarea cu arcul electric (notată E_{ae}) și la sudarea electrică prin presiune cap la cap (notată E_{pc}), în puncte (notată E_{pp}) și în linie (notată E_{pl}). Pentru simplificarea scrierii, se introduc notațiile:

SAE — sudarea cu arcul electric prin procedeele:
SE — sudare cu electrozi înveliți;
SF — sudare sub flux;
SG — sudare în gaze.
SPC — sudarea prin presiune cap la cap cu procedeele:
SPT — sudare cu topire intermediară;
SPTP — sudare cu topire intermediară și preîncălzire;
SPSS — sudare în stare solidă.
SPP — sudare prin presiune în puncte și
SPL — sudare prin presiune în linie.

Determinarea energiei E_s

E_s la sudarea cu arcul electric SAE. La procedeele *SAE*, E_s este energia arcului electric și deci se calculează cu formula:

$$E_s = U_a \cdot I_s \cdot t_s \qquad (2)$$

în care: I_s este curentul de sudare; U_a — tensiunea arcului și t_s — durata sudării. Pentru a putea compara energetic procedeele *SAE*, t_s va fi timpul necesar depunerii unui kilogram de metal. Dacă rata depunerii A_D este dată în kg/h, atunci:

$$E_s = \frac{I_s \cdot U_a}{1\,000 \cdot A_D}, \text{ kWh/kg} \qquad (3)$$

La procesele *SAE* s-au putut stabili statistic corelații între A_D și I_s, U_a și I_s și I_s și d_e, d_e fiind diametrul metalului de adaos. Respectivele corelații sînt înfățișate în tabelul 1. Folosindu-le, s-a exprimat E_s numai în funcție de d_e (tab. 2). Pentru valorile uzuale ale lui d_e, E_s a fost calculat (tab. 3) și prezentat grafic în figura 1.

Tabelul 1

Relații între rata depunerii A_D(kg/h), tensiunea U_a(V), curentul de sudare I_s(A) și diametrul metalului de adaos d_e (mm)

Procedeul	$A_D = f_1(I_s)$	$U_a = f_2(I_s)$	$I_s = f_3(d_e)$
SE	$1{,}172\ 10^{-2}\ I_s + 0{,}17$	$0{,}05\ I_s + 10$	$60(d_e - 1)$
SF	$\dfrac{10^{-4}\ I_s^2 + 5\ 10^{-2}\ I_s + 4}{10{,}8}$	$2{,}215\ 10^{-2}\ I_s + 16{,}5$	$21d_e^2 + 24d_e + 270$
SG	$0{,}3\ 10^{-4}\ I_s^2 + 10^{-3}\ I_s + 0{,}5$	$0{,}05\ I_s + 13{,}34$	$-33d_e^2 + 250d_e - 55$

Tabelul 2

Relații între energia de sudare E_s (kWh/kg) și curentul de sudare I_s (A), respectiv diametrul metalului de adaos d_e (mm)

Procedeul	$E_s = \varphi_1(I_s)$	$I_s = \varphi_2(d_e)$
SE	$\dfrac{0{,}5\ 10^{-4} I_s^2 + 10^{-2}\ I_s}{1{,}172\ 10^{-2}\ I_s + 0{,}17}$	$60(d_e - 1)$
SF	$\dfrac{2{,}410^{-4} I_s^2 + 10^{-2} I_s}{10^{-4} I_s^2 + 5\ 10^{-2}\ I_s + 4}$	$21d_e^2 + 24d_e + 270$
SG	$\dfrac{0{,}5\ 10^{-4}\ I_s^2 + 13{,}34\ 10^{-4}\ I_s}{0{,}3\ 10^{-4}\ I_s^2 + 10^{-3} I_s + 0{,}5}$	$-33d_e^2 + 250d_e - 55$

Tabelul 3

Energia medie la sudare $\bar{E}_s$, în funcție de diametrul metalului de adaos d_e, la sudarea cu arc electric

d_e mm	*SE*		*SF*		*SG*	
	I_s, A	E_s, kWh/kg	I_s, A	E_s, kWh/kg	I_s, A	E_s, kWh/kg
1,2	—	—	—	—	200	2,4568
1,6	—	—	—	—	260	2,4565
2	—	—	—	—	310	2,4200
2,4	85	1	450	2,770	355	2,3800
3,2	130	1,24	560	2,763	—	—
4	180	1,46	700	2,754	—	—
5	240	1,73	916	2,732	—	—
6	300	2	1 160	2,700	—	—

Concluzii :

— E_s este minimă la procedeul *SE* și maximă la procedeul *SF*.
Procedeul *SG* are E_s ceva mai mică decît *SF*.

— La procedeul *SE*, E_s crește liniar cu d_e, dublîndu-se cînd d_e variază de la 2,4 la 6,0 mm.

— La procedeele *SF* și *SG*, E_s nu variază semnificativ cu d_e. Ea este constantă și egală cu 2,744 kW h/kg la *SF*, respectiv cu 2,428 kW h/kg la *SG*.

E_s la sudarea electrică prin presiune cap la cap SPC. La procedeele *SPC* nu există modele matematice pentru calcularea energiei E_s. Din acest motiv, E_s s-a determinat experimental : s-a înregistrat puterea consumată în funcție de timp și, prin integrarea grafică a respectivei diagrame, a rezultat energia. Rezultatele obținute se prezintă în tabelul 4. Ele sînt mediile consistente, conform criteriului Chauvenet, a cel puțin cinci măsurători pentru fiecare caz în parte. Au fost sudate : o secțiune rotundă cu diametrul de 20 mm și trei secțiuni dreptunghiulare cu dimensiunile : 10×30 ; 10×90 și 10×150 mm^2.

Concluzii :

— La aceeași secțiune procedeul *SPSS* consumă o energie E_s mai mică decît procedeul *SPTP*, iar procedeul *SPT* are nevoie

Tabelul 4

Valorile medii ale energiei $\bar{E}_s$ la sudarea cu procedee *SPC* a diferitelor secțiuni

Procedeul și secțiunea, mm^2		$\bar{E}_s$, kWh/sudură
SPT	300	0,042270
SPSS	300	0,037600
SPTP	314	0,014012
SPSS	314	0,034852
SPTP	900	0,162886
SPTP	1 500	0,306533

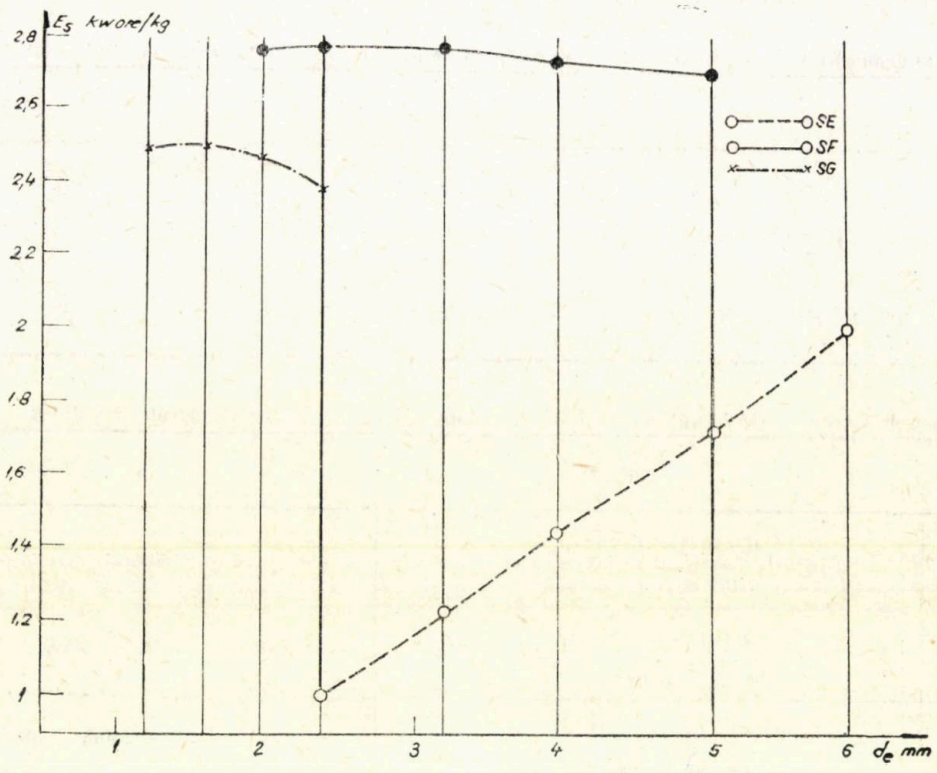


Fig. 1. Energia la sudare E_s în funcție de procedeul de sudare și de diametrul metalului de adaos d_e

de mai puțină energie E_s decît procedeul *SPSS*.

— La același procedeu *SPTP*, energia pe unitate de secțiune crește odată cu mărirea secțiunii de sudat.

E_s la sudarea electrică prin presiune în puncte SPP și în linie SPL. La procedeele *SPP* și *SPL*, determinarea energiei E_s s-a făcut tot experimental, procedîndu-se ca și la procedeele *SPC*. Valorile obținute sînt date în tabelul 5.

Tabelul 5

Valorile medii ale energiei $\overline{E}_s$ la sudarea cu procedeele *SPP* și *SPL* a diferitelor grosimi de tablă

Grosimea tablelor, mm	$\overline{E}_s$, kWh/m la procedeele	
	SPP	*SPL*
0,5 + 0,5	0,0297	0,1142
1 + 1	0,0233	0,2140
2 + 2	0,0810	0,6006
2,5 + 2,5	0,0850	—
5 + 5	0,3733	—

Concluzie:

Energia E_s la sudarea *SPP* este considerabil mai mică decît cea de la sudarea *SPL*.

Comparații între consumurile de energie E_s la procedeele de sudare examinate. Energia E_s a fost calculată, respectiv determinată experimental, în mod diferit. La procedeele *SAE*, E_s este dată în kWh/kg, la procedeele *SPC*, în kWh/sudură și la procedeele *SPP* și *SPL*, în kWh/m. Pentru a le compara, s-au transformat energiile E_s de la procedeele *SAE* corespunzător.

Sudurile efectuate *SPC* se pot realiza *SAE* numai cu procedeele *SE* și *SG*. Dacă se sudează în rosturi *I* cu două treceri, se calculează cantitatea de metal depus. Avînd cantitatea de metal depus și energia medie E_s, printr-o simplă operație de înmulțire se obține E_s pe o sudură la procedeele *SAE*. Rezultatele acestor calcule sînt înfățișate în tabelul 6.

Tabelul 6

Energia $\overline{E}_s$ la sudarea cu procedeele *SAE* a secțiunilor sudate cu procedeele *SPC*

Secțiunea sudată, mm²	$\overline{E}_s$, kWh/sudură la procedeele	
	SE	*SG*
300	0,0106	0,0170
314	0,0111	0,0178
900	0,0300	0,0475
1 500	0,0530	0,0848

În ceea ce privește sudurile *SPP* și *SPL*, acestea se realizează cel mai bine cu procedeul *WIG*, procedeu specific tablelor cu grosimi mici. Tehnologiile de sudare *WIG* a tablelor cu grosimi între 0,5 și 5 mm sînt date în tabelul 7, unde sînt prezentate și energiile E_s în kWh/m. Acestea permit compararea energiilor de la *SAE* cu cele consumate la *SPP* și *SPL*, fapt efectuat în tabelul 8.

Tabelul 7

Tehnologii de sudare *WIG* și energiile E_s la sudarea tablelor cu aceleași grosimi ca și cele sudate *SPP* și *SPL*

δ, mm	I_s, A	U_a, V	V_s, cm/min	E_s, kWh/m
0,5	40	10	40	0,0167
1	80	12	38	0,0421
2	100	12	36	0,0555
2,5	140	12	35	0,0800
5	335	14	18	0,4340

Tabelul 8

Comparația energiilor E_s la sudarea *SPC*, *SPP* și *SPL* cu cele de la sudarea *SAE*

Secțiunile, mm² și procedeele *SPC*		$\frac{E_s(SPC)}{E_s(SE)}$	$\frac{E_s(SPC)}{E_s(SG)}$
		%	
300	*SPT*	132,2	82,4
	SPSS	328,8	205,0
314	*SPTP*	380,8	237,5
	SPSS	338,7	211,2
900	*SPTP*	543,0	343,0
1 500	*SPTP*	578,4	361,5
Grosimile tablelor, mm		$\frac{E_s(SPP)}{E_s(WIG)}$	$\frac{E_s(SPL)}{E_s(WIG)}$
		%	
0,5 + 0,5		178,8	683,8
1 + 1		55,3	508,3
2 + 2		146,0	108,2
2,5 + 2,5		106,2	—
5 + 5		86,0	—

Concluzii:

— Energia E_s la sudare cu procedee *SAE* este mai mică decît cea de la procedeele de sudare electrică prin presiune. Cele trei excepții de la regulă nu sînt semnificative, fiindcă este posibil să se elaboreze tehnologii *SAE* cu E_s mai mic.

— În cazul în care se cere să se sudeze cu E_s minimă, se vor înlocui, acolo unde este tehnic posibil, procedeele de sudare electrică prin presiune cu procedee de sudare cu arcul electric.

— Înlocuirea procedeelor *SPC*, *SPP* sau *SPL* cu procedee *SAE* determină însă o creştere a duratei sudării, deci productivitatea scade.

Determinarea energiei E_m

E_m la sudarea cu arcul electric SAE. La procedeele *SAE*, E_m este energia înmagazinată în materialele de adaos. Ea nu se poate calcula fiindcă lipsesc elementele necesare. Din acest motiv s-au efectuat măsurători. Rezultatele sînt :

— elaborarea lingourilor de oţel destinate sîrmelor de sudare necesită în medie 9 768 kWh/t;

— trefilarea sîrmelor destinate procedeelor *SE* şi *SF* au nevoie în medie de 82 kWh/t. La sîrmele folosite de procedeul *SG*, consumul de energie creşte la 320 kWh/t, deoarece ele sînt mai subţiri decît la procedeele *SE* şi *SF*;

— prepararea, aplicarea şi uscarea învelişurilor electrozilor destinaţi procedeului *SE* necesită în medie 332 kWh/t;

— fabricarea fluxurilor topite pentru procedeul *SF* consumă în medie 3 000 kWh/t;

— gazele destinate procedeelor *SG* (bioxidul de carbon şi argonul) sînt produse secundare ale altor procese. Contează deci numai energia pentru îmbutelierea lor, care se apreciază la circa 5% din cea consumată la fabricarea sîrmelor de sudură.

Aceste date sînt suficiente pentru estimarea energiei E_m, încorporată în materialele de adaos necesare depunerii unui kilogram de metal cu procedeele *SAE*. La calcule se ia în considerare şi gradul de folosire a metalului de adaos, diferit de la un procedeu la altul. În medie se va opera cu următoarele grade de folosire : 0,65 la *SE*, 0,90 la *SF* şi 0,85 la *SG*.

Se obţin următoarele valori ale lui E_m la procedeele *SAE* :

— 15,7 kWh/kg la procedeul *SE*;

— 14,3 kWh/kg la procedeul *SF*;

— 12,0 kWh/kg la procedeul *SG*.

Concluzie :

La procedeele *SAE*, energia E_m este considerabil mai mare decît energia la sudare E_s. Diferenţa se datoreşte energiei consumate la producerea lingoului de oţel (metalurgia pirmară), a cărei valoare se apropie de 10 kWh/kg.

Energia medie la sudare E_s reprezintă faţă de energia medie încorporată în materialele de adaos E_m următoarele cote procentuale :

— 9,55% la procedeul *SE*;

— 19,20% la procedeul *SF*;

— 20,23% la procedeul *SG*.

E_m la sudarea electrică prin presiune SPC, SPP şi SPL. La sudarea electrică prin presiune nu se utilizează materiale de adaos. Cu toate acestea, se consumă o cantitate *M* de metal în procesele de sudare. Astfel, la sudarea *SPC* o parte din metalul componentelor este topit (*SPT*, *SPTP*) şi o altă parte formează bavura la refulare. La sudarea *SPP* şi *SPL*, componentele de sudat se suprapun pe o fişie de lăţime prescrisă. Această suprapunere reprezintă consumul de metal *M*.

În cadrul experienţelor efectuate pentru a estima energia E_s, s-au măsurat cantităţile *M* de metal consumat. Calculul lui E_m s-a făcut apoi cu relaţia :

$$E_m = M \cdot \gamma \cdot 9{,}768 \cdot 10^{-3} \text{ kWh/sudură} \qquad (4)$$

la *SPC*, respectiv în kWh/m la *SPP* şi *SPL*. În relaţia (4) *M* este dat în cm³ şi masa specifică γ în kg/dm³. Au rezultat valorile lui E_m înfăţişate în tabelul 9.

Tabelul 9

Energia E_m încorporată în metalul consumat la sudarea electrică prin presiune

Procedeul	Secţiunea, mm² şi grosimea, mm sudate	E_m^*
SPC	*SPT* 300	0,36800
	SPSS 300	0,13805
	SPTP 314	0,43370
	SPSS 314	0,14457
	SPTP 900	1,35000
	SPTP 1500	2,45420
SPP	0,5 + 0,5	0,307
	1 + 1	0,996
	2 + 2	2,760
	2,5 + 2,5	3,920
	5 + 5	11,877
SPL	0,5 + 0,5	0,307
	1 + 1	0,996
	2 + 2	2,760

* La *SPC*, E_m este dat în kWh/sudură, la *SPP* şi *SPL*, E_m este dat în kWh/m

Concluzie :

La procedeele de sudare electrică prin presiune, ca şi la procedeele *SAE*, energia E_m este considerabil mai mare decît energia E_s. Motivul acestei situaţii este acelaşi.

Energia medie la sudare E_s, calculată în procente faţă de energia încorporată în metalul consumat la sudare E_m, reprezintă 2—40% în funcţie de procedeu (tab. 10).

Comparaţii între consumurile de energie E_m la procedeele examinate. Se aplică aceeaşi procedură ca şi la energia E_s şi rezultă situaţia din tabelul 11.

Concluzie :

— Energia E_m la sudare prin procedeele *SAE* este mult mai mică decît cea de la procedeele de sudare electrică prin presiune. Această situaţie se explică prin faptul că la sudarea *SAE* se consumă mai puţin metal decît la sudarea *SPC*, *SPP* şi *SPL*.

— Avînd în vedere că şi energia E_s la procedeele *SAE* este mai mică decît la procedeele de sudare electrică prin presiune, rezultă că energia totală *E* (relaţia 1) este şi ea mai redusă la *SAE* faţă de cea de la *SPC*, *SPP* şi *SPL*.

Tabelul 10

Raportul între energia la sudare E_s și cea încorporată în metal E_m la sudarea prin presiune

Procedeul, secțiunea, mm² și grosimea, mm, sudate		$\frac{\bar{E}_s}{\bar{E}_m}$ %
SPT	300	11,50
SPSS	300	27,24
SPTP	314	3,23
SPSS	314	24,11
SPTP	900	12,06
SPTP	1 500	12,50
SPP	0,5 + 0,5	9,67
	1 + 1	2,34
	2 + 2	2,93
	2,5 + 2,5	2,17
	5 + 5	3,14
SPL	0,5 + 0,5	37,20
	1 + 1	21,50
	2 + 2	21,76

Tabelul 11

Comparația energiilor E_m la sudarea *SPC*, *SPP* și *SPL* cu cele de la sudarea *SAE*

Secțiunile și procedeele *SPC*, mm²		$\frac{E_m(SPC)}{E_m(SE)}$ %	$\frac{E_m(SPC)}{E_m(SG)}$ %
300	*SPT*	332	434
	SPSS	124	163
314	*SPT*	373	488
	SPSS	124	163
900	*SPTP*	434	568
1 500	*SPTP*	442	580
Grosimile tablelor, mm		$\frac{E_m(SPP)}{E_m(WIG)}$ %	$\frac{E_m(SPL)}{E_m(WIG)}$ %
0,5 + 0,5		490	490
1 + 1		1 235	1 235
2 + 2		826	826
2,5 + 2,5		967	—

$\bar{E}_m$ (*SAE*) $\bar{E}_m$ (*SP*)

Determinarea energiei E

Conform relației (1), energia totală E este suma energiilor E_s și E_m. Rezultă deci energia totală medie $\bar{E}$ la sudarea *SAE*:

$\bar{E}$ = 17,200 kWh/kg la procedeul *SE*;
$\bar{E}$ = 17,044 kWh/kg la procedeul *SF*;
$\bar{E}$ = 14,428 kWh/kg la procedeul *SG*.

La sudarea electrică prin presiune, energia totală medie este înfățișată în tabelul 12.

Se observă că la procedeele *SAE*, cea mai mică energie totală o are sudarea în gaze *SG*; la procedeele *SPC*, cea mai mică energie totală aparține sudării în stare solidă *SPSS*; sudarea în puncte *SPP* consumă o energie totală mai mică decît *SPL*.

Tabelul 12

Energia totală medie $\bar{E}$, la sudarea electrică prin presiune cu procedee *SPC*, *SPP* și *SPL*

Procedeul	Secțiunea, mm² și grosimea tablelor, mm	$\bar{E}^x$
SPC	*SPT* 300	0,4103
	SPSS 300	0,1756
	SPTP 314	0,4477
	SPSS 314	0,1794
	SPTP 900	1,5123
	SPTP 1500	2,7607
SPP	0,5 + 0,5	0,3367
	1 + 1	1,0200
	2 + 2	2,8410
	2,5 + 2,5	4,0050
	5 + 5	12,2503
	0,5 + 0,5	0,4212
	1 + 1	1,2100
	2 + 2	3,3606

* La *SPC*, $\bar{E}$ este dat în kWh/sudură, la *SPP* și *SPL* în kWh/m.

Concluzii pentru economisirea energiei la sudare E

— Micșorarea cantității de metal M consumată la sudare este calea cea mai eficientă, deoarece la toate procedeele E_m este mult mai mare decît E_s.
— La procedeele *SAE*, reducerea lui M se realizează folosind rosturi cu secțiune cît mai mică; înseamnă deci: utilizarea preferențială a rostului în *I*, a rosturilor duble (*X*, dublu *U*), micșorarea unghiurilor rosturilor.
— La procedeele *SPC*, reducerea lui M se face micșorînd scurtarea la refulare atît cît să nu dăuneze calității sudurii.
— La procedeele *SPP* și *SPL*, micșorarea lui M înseamnă reducerea lățimii fîșiei pe care se suprapun tablele.
— Ori de cîte ori este posibil, se vor înlocui procedeele de sudare electrică prin presiune cu procedee *SAE*. Trebuie însă să se țină seamă de faptul că respectiva înlocuire aduce economii de energie, însă totodată face să crească durata sudării și deci scade productivitatea muncii.
— Între procedeele *SAE*, se va prefera sudarea în gaze *SG*; la procedeele *SPC* se va da prioritate sudării în stare solidă *SPSS* și între procedeele *SPP* și *SPL*, se va alege *SPP*.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mikloși, C. *Procedeele industriale de sudură*. București, Ed. IRE, 1936.
[2] Mikloși, C. *Sudarea metalelor*. București, Ed. tehnică, 1975.
[3] Paton, B.E. *Tehnologhiia svarki metallov i splavov plavleniem*. Ed. Mașinostroenie, Moscova, 1975.
[4] Cary, B.H. *Modern welding technology*. New Jersey, Ed. Prentice Hall, 1979.
[5] Sălăgean, T. *Energia folosită la sudarea cu arc electric*. În: Construcția de mașini, nr. 2, 1981.

Studiu asupra comportării la temperaturi ridicate a oțelului 12CMoV3

Prof. dr. ing. M. Truşculescu
Institutul politehnic „Traian Vuia" — Timişoara
şi dr. ing. Tr. Fleşer
I.S.I.M. — Timişoara

CZ: 669.14.018.45

Tendința actuală de realizare a echipamentelor termoenergetice cu putere sporită a impus soluționarea multiplelor aspecte, începînd cu proiectarea și pînă la utilizarea efectivă a furniturilor. Sînt cerute continuu oțeluri noi care să satisfacă cerințele mereu sporite.

Condițiile de utilizare a echipamentelor termoenergetice sînt caracterizate de acțiunea simultană a presiunii și temperaturii de lungă durată, dar cu oscilații în jurul valorilor prestabilite. Cercetările [1], [2] au stabilit că proprietățile care definesc capacitatea de utilizare a acestor oțeluri sînt dependente de stabilitatea caracteristicilor microstructurale, care conduc la conservarea caracteristicilor mecanice.

Alegerea materialelor pentru utilizare în aceste condiții are în vedere evitarea celor cu conținut ridicat în elemente de aliere, deci cu prețuri ridicate. Atenție deosebită se acordă următoarelor aspecte:

— un raport favorabil între rezistența la temperatură ridicată și cost;
— ductilitatea ridicată în condiții de fluaj.

Sporirea necontenită a parametrilor de funcționare a agregatelor răspunde necesităților de a obține cantități sporite de energie electrică și termică, creșterea randamentului termic, ceea ce determină reducerea consumului de combustibil și a cheltuielilor pentru energia furnizată.

Abordarea investigațiilor

Prin studiul întreprins s-a urmărit aprofundarea cercetărilor pe oțelul 12CMoV3 de proveniență indigenă. Investigațiile sînt orientate spre evidențierea unor caracteristici curente, dar și unele mai puțin abordate. În final se tinde spre corelarea lor sub aspect cantitativ. Corelarea acestor caracteristici vizează obținerea unor informații cu un nivel ridicat de certitudine, care să permită creșterea ponderii acelor mărimi definitorii pentru material, dar să poată fi operativ determinate.

Abordarea oțelului indigen vine să completeze datele obținute inițial în laborator, corespunzînd preocupărilor actuale pentru asimilarea în țară a materialelor de care are nevoie economia națională și pentru reducerea efortului valutar.

Din oțelul 12CMoV3 sub formă de tronsoane de conducte, s-au prelevat probe orientate tangențial. Acestea au fost supuse unui ciclu de solicitare termică (ST), respectiv solicitare mecanică și termică ($SM + ST$), la parametri constanți. Evident, duratele de utilizare de ordinul zecilor de mii de ore nu pot fi obținute în laborator. În consecință, în laborator s-a urmărit accelerarea proceselor de transformare prin ridicarea temperaturii la 973 K. Solicitarea mecanică la tracțiune a probelor a fost de 45 MPa.

Diferențierea celor două categorii de solicitări a avut rolul de a evidenția ponderea lor asupra procesului de modificare a caracteristicilor oțelului. Din aceste probe, în etapa următoare s-au prelucrat epruvete pentru examinări microstructurale și încercări mecanice.

Contribuția tipului de solicitare asupra modificărilor structurale

Analiza microstructurală s-a efectuat pe „Analizorul automat de faze, cu lumină reflectată". Caracteristicile cantitative determinate și valorile obținute sînt cuprinse în tabelul 1. Din imaginile prezentate în figurile 1 și 2 se remarcă o similitudine calitativă a caracteristicilor microstructurale. Prin metodologia utilizată, bainita este analizată împreună cu particulele de carburi din ferită, precum și de la limitele grăunților.

Se remarcă o creștere a dimensiunii medii a grăuntelui feritic de circa patru ori în starea ST și de circa 1,5 ori în starea $ST + SM$, comparativ cu starea de livrare, după durata cea mai îndelungată de solicitare. În schimb, bainita în descompunere își reduce aceeași caracteristică de circa 2,4, respectiv 2,6 ori.

Analizînd proporția de ferită și bainită, sensul modificărilor este similar celui anterior. Evident, creșterea conținutului de ferită are loc pe seama reducerii celui de bainită.

Analizînd în continuare suprafața specifică a constituenților, se remarcă o reducere pe măsura creșterii duratei de solicitare la toate probele supuse simulării (la circa 36% în starea ST și la circa 86% în starea $ST + SM$, comparativ cu durata de solicitare cea mai îndelungată).

Chiar și numărul de particule pe unitatea de volum (nr. part./u.v.) s-a dovedit a fi o caracteristică sensibilă stării și duratei de solicitare. Crescînd dimensiunea medie a grăuntelui feritic în starea ST mai mult decît în starea $ST + SM$, evident numărul de particule

Tabelul 1

Rezultatele determinărilor cantitative asupra constituenților structurali ai oțelului 12CMoV3

Starea de solicitare	Durata, h	Ferita				Bainita			
		Proporția, %	Dimens. medie, μm	Suprafața specifică, mm^2/mm^3	Nr. part./ unit. volum, cm^{-3}	Proporția, %	Dimens. medie, μm	Suprafața specifică, mm^2/mm^3	Nr. part/ unit. volum, cm^{-3}
Termică (*ST*)	0	63,56	7,08	363,0	3 355 486	36,36	4,27	344,4	6 415 673
	9	75,85	10,79	284,9	1 139 768	23,74	3,85	275,9	7 107 336
	16	81,49	16,29	200,4	357 415	18,80	3,40	197,8	8 606 657
	30	86,23	20,21	171,2	197 014	13,79	3,32	165,7	10 916 478
	55	94,33	28,38	133,3	78 100	5,53	1,75	125,7	19 278 538
Termică și Mecanică (*ST* + *SM*)	0	62,82	8,27	320,8	2 109 462	37,09	4,88	317,8	6 069 963
	9	77,10	9,64	305,0	1 635 069	22,95	2,89	308,9	18 246 729
	16	78,87	10,38	303,7	1 338 520	21,02	2,74	304,0	21 800 000
	30	83,19	11,88	280,2	942 456	17,04	2,46	382,6	32 325 000
	55	87,65	13,18	279,7	647 121	12,02	1,83	271,6	37 297 405

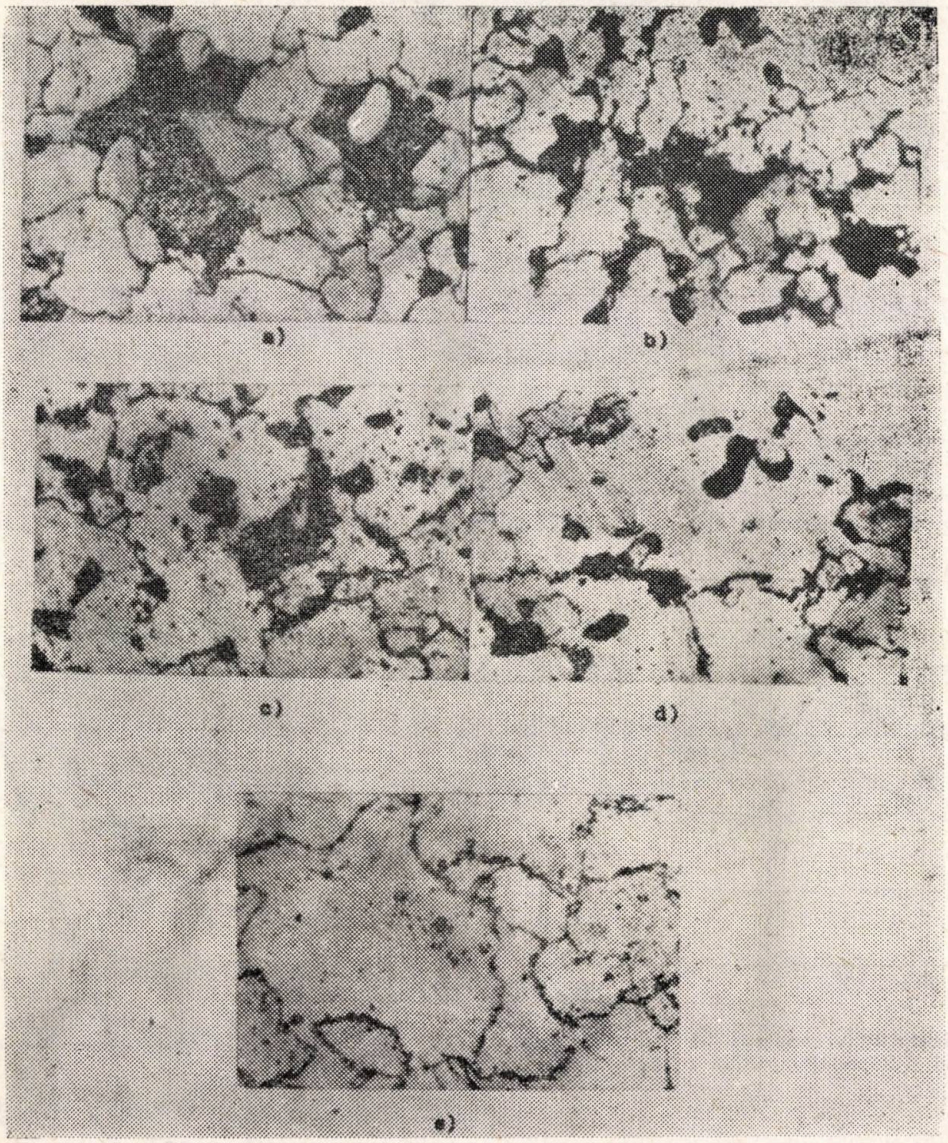


Fig. 1. Microstructura oțelului 12CMoV3 supus solicitării termice (*ST*)

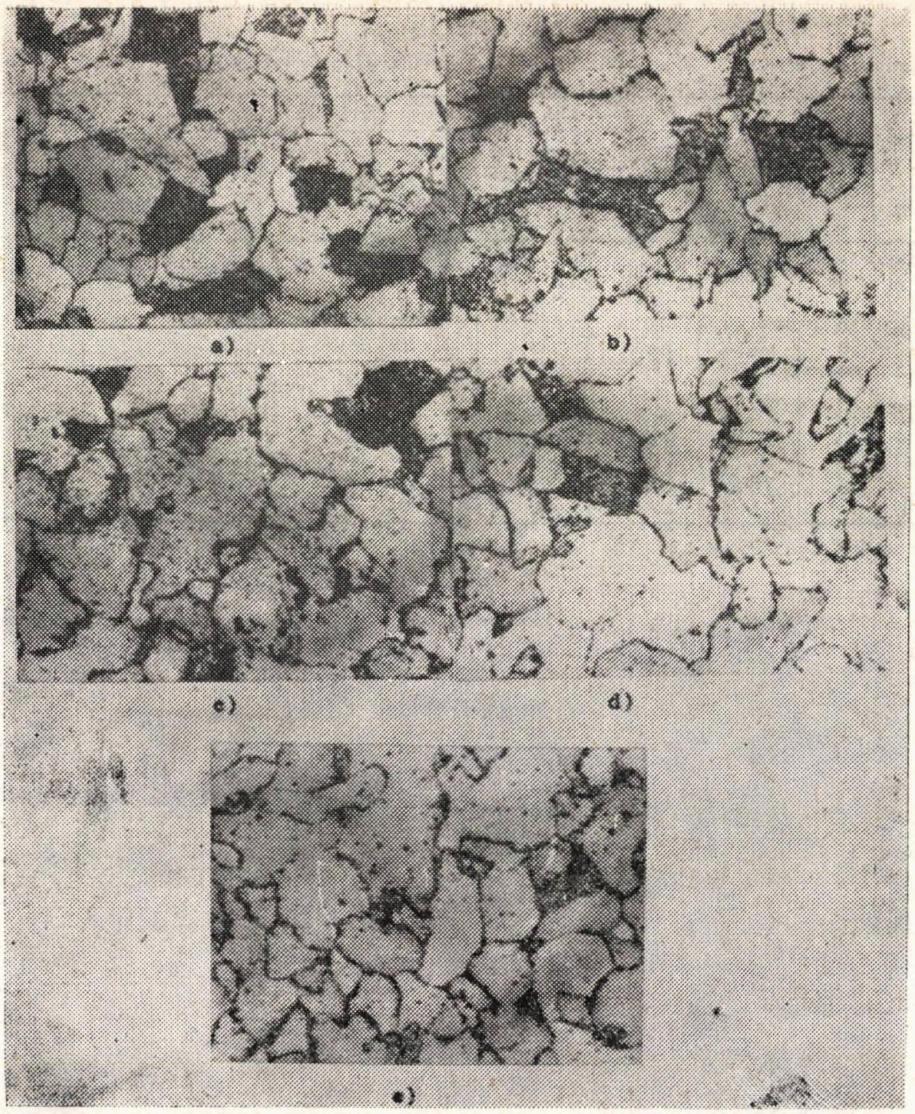


Fig. 2. Microstructura oţelului 12CMoV3 supus solicitării mecanice şi termice ($ST + SM$)

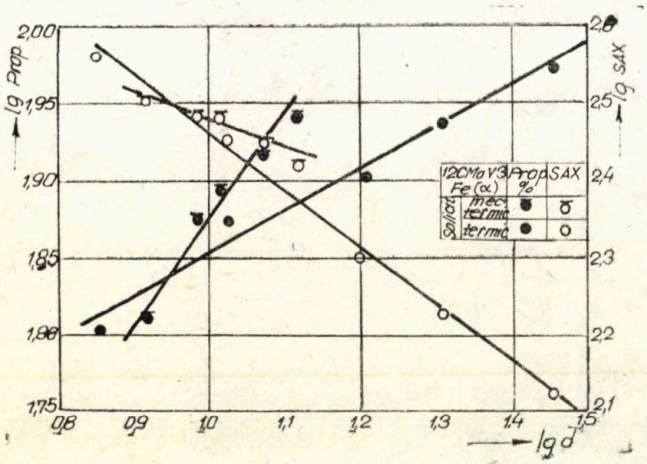


Fig. 3. Interdependenţa dintre proporţia, dimensiunea medie a grăuntelui şi suprafaţa specifică a feritei

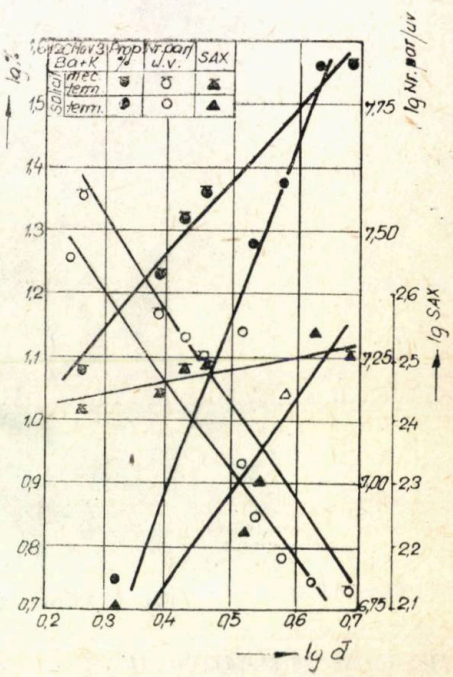


Fig. 4. Interdependenţa dintre proporţia, dimensiunea medie a grăuntelui, suprafaţa specifică şi numărul de particule pe unitatea de volum a bainitei

pe unitatea de volum s-a redus mai mult în primul caz față de al doilea. De aici, prin raportarea valorilor acestei caracteristici în stările ST, respectiv $ST + SM$ la cea de livrare, s-au obținut reduceri ale nr. part. /u.v. de 4,3, respectiv 2,2 ori.

Avînd la dispoziție fie rezultatele caracteristicilor cantitative ale microstructurii probelor simulate în laborator, s-a considerat dimensiunea medie a feritei, respectiv bainitei, ca variabilă independentă, iar celelalte caracteristici, ca dependente (fig. 3 și 4). Coeficienții de corelație astfel obținuți se situează în intervalul 0,955—0,995.

Influența duratei ST + SM asupra caracteristicilor mecanice

Pe măsura creșterii duratei de solicitare, caracteristicile mecanice de rezistență și tenacitate au tendință de scădere.

Reducerea rezistenței la rupere la temperatura ambiantă, respectiv la temperatura de

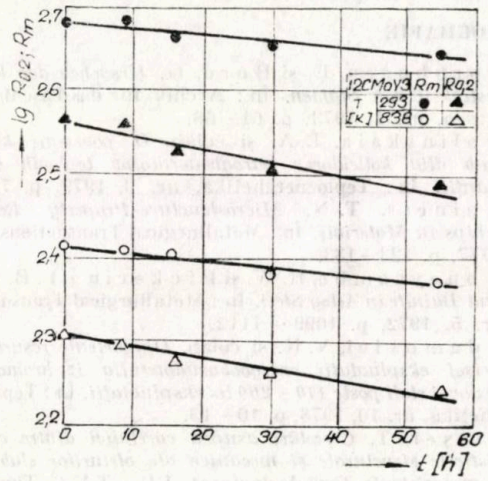


Fig. 5. Dependența caracteristicilor de rezistență de durata solicitării

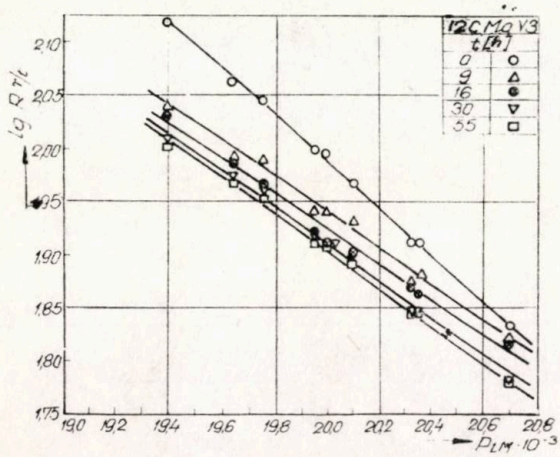


Fig. 6. Dependența rezistenței tehnice de durată de parametrul Larson-Miller

838 K, a fost de circa 9,2% între durata de solicitare cea mai lungă și starea de livrare. În ceea ce privește reducerea limitei de curgere, reducerea a fost de 8,3, respectiv 7,9%. Tenacitatea materialului exprimată prin $KCU2$ a scăzut de la 178 la 127 J/cm² la temperatura ambiantă și de la 224 la 140 J/cm² la temperatura de 838 K.

Analiza matematică a reprezentărilor grafice din figura 5 a determinat coeficienți de corelație la nivelul 0,967 — 0,976. Niveluri similare de certitudine s-au obținut și în privința caracteristicii de tenacitate.

Rezistența tehnică de durată, ca o caracteristică reprezentativă pentru acest oțel, poate fi urmărită în dependență de parametrul de extrapolare Larson-Miller (fig. 6). Nivelul de certitudine se ridică în acest caz la valori de 0,983—0,998.

Corelarea caracteristicilor mecanice și structurale

Dintre caracteristicile mecanice de scurtă durată au fost reținute numai cele de rezistență și tenacitate. Cu toate că s-au determinat și caracteristicile de ductilitate, precum și duritatea, ele nu au prezentat modificări semnificative cu durata de solicitare și deci s-a renunțat la corelarea lor cu mărimile structurale.

Se remarcă o aliniere cu o corelație puternică între caracteristicile de rezistență la tracțiune și dimensiunea medie, respectiv proporția feritei (fig. 7). Aceleași reprezentări analizate pe baza bainitei conduc de asemenea la corelații cu niveluri ridicate de certitudine.

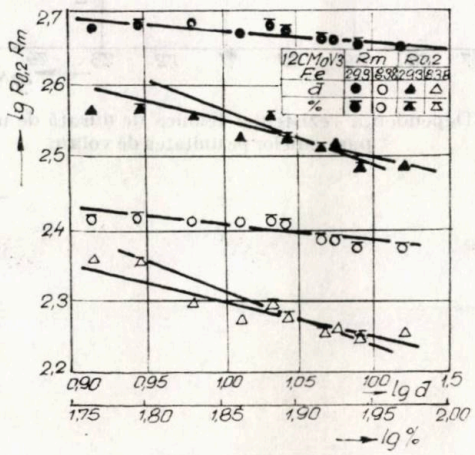


Fig. 7. Dependența caracteristicilor de rezistență de cele structurale

Tenacitatea oțelului s-a dovedit a fi deosebit de semnificativ afectată de modificarea caracteristicilor structurale (fig. 8). Ea se corelează cu aceste mărimi deosebit de favorabil.

O succesiune de dependențe a fost urmărită între rezistența tehnică de durată și caracteris-

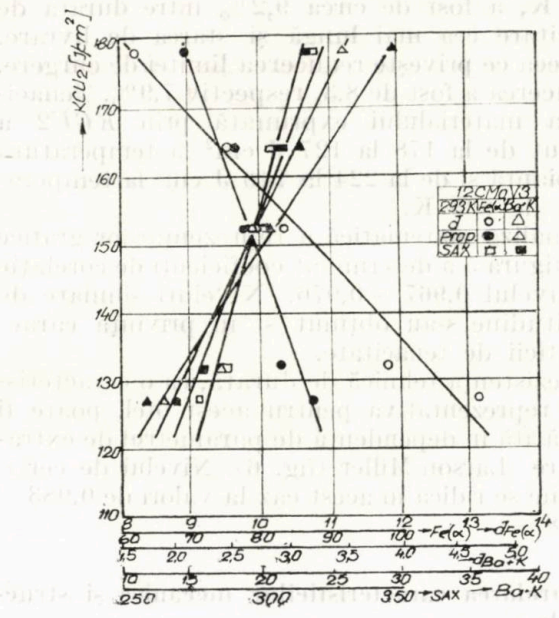


Fig. 8. Dependența rezilienței de caracteristicile structurale

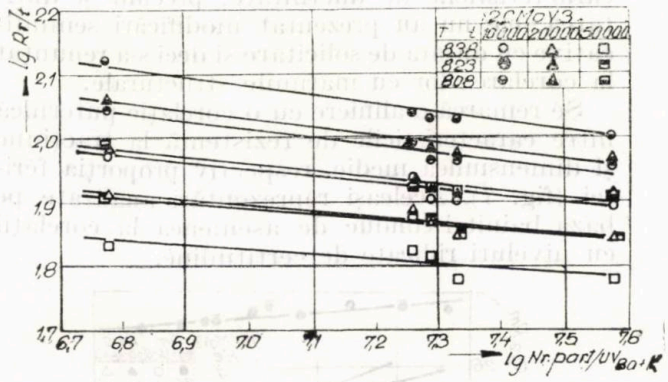


Fig. 9. Dependența rezistenței tehnice de durată de numărul particulelor pe unitatea de volum

ticile structurale. Exemplificarea se face prin numărul de particule pe unitatea de volum a bainitei ca variabilă independentă (fig. 9).

Considerații finale

Programul de investigare parcurs este o pledoarie în sprijinul preocupărilor de intensificare a cercetărilor pentru a găsi noi metode de studiere a oțelurilor slab aliate termorezistente. Se vizează cu precădere diminuarea volumului de lucru fără să fie afectat nivelul de certitudine asupra rezultatelor obținute.

Rezultatele experimentale au arătat că solicitarea mecanică predominant monoaxială suprapusă celei termice întîrzie transformările microstructurale, comparativ cu probele supuse numai solicitării termice ($T = 973$ K).

Între caracteristicile mecanice și cele structurale există dependențe prin niveluri ridicate de certitudine.

Comparația dintre caracteristicile microstructurale și mecanice ale oțelurilor 12CMoV3 și 12H1MF, prezentată mai pe larg [6], atestă rezultate comparabile.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bornbogen, E. și Boro, G. *Ursachen der Kriechfestigkeit von Stählen.* În: Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 1, 1973, p. 61—66.

[2] Dolinskaia, L. A. și colab. *O povișenii kacestva trub dlia kollektorov parogheneratorov teplovih elektrostanții.* În: Teploenerghetika, nr. 3, 1979, p. 72—75.

[3] Rhiness, T. N. *Microstructure-Property Relationschips in Materials.* În: Metallurgical Transactions, nr. 1, 1977, p. 123—133.

[4] Honeycombe, R. W. și Pickering, F. B. *Ferrite and Bainite in Alloy Steel.* În: Metallurgical Transactions, nr. 5. 1972, p. 1099 — 1112.

[5] Adamovici, V. K. și colab. *Opredelenie resursa dalneișei ekspluatații energooborudovaniia iz hromomolibdenovoi stali posle 170—200 tis ekspluatații.* În: Teploenerghetika, nr. 10, 1978, p. 10—13.

[6] Fleșer, T. *Cercetări asupra corelației dintre caracteristicile structurale și mecanice ale oțelurilor slab aliate termorezistente.* Teză de doctorat, I.P. „T.V.", Timișoara, 1981.

Prof. dr. doc. ing. Fl. Oprea
Universitatea din Galaţi
ing. V. Pop
Institutul de învăţămînt superior
Baia Mare
ing. L. Haias
U.C.P.M.N. Baia Mare

Recuperarea metalelor utile din nămolurile de la epurarea apelor reziduale din instalaţiile de galvanizare

CZ : 669.054.8 : 628.311

Resursele de materii prime de care dispune omenirea au un caracter limitat. În aceste condiţii devine evident faptul că una dintre principalele surse de materii prime o constituie refolosirea şi recircularea produselor şi subproduselor industriale, realizîndu-se în acelaşi timp şi o măsură importantă de protecţie a mediului.

Astfel, în cazul nămolurilor de la staţiile de epurare a apelor reziduale din instalaţiile de galvanizare, se realizează o pierdere nejustificată a unor elemente utile deficitare economiei naţionale (Ni, Cr, Cd, Cu, Pb etc.), datorită unui regim neconvenabil de preţuri pentru vînzarea-cumpărarea acestor nămoluri (metalele conţinute de către acestea fiind la preţul de metal lingou) şi, în consecinţă, a inexistenţei unor tehnologii adecvate pentru valorificarea economică a nămolurilor. Din această cauză, metalele conţinute trebuie recuperate sub formă de săruri, sulfuri, oxizi etc., cu preţuri mai mari decît metalul lingou şi cu întrebuinţări directe în economie.

Prezenta lucrare îşi propune stabilirea posibilităţilor piro- şi hidrometalurgice de extracţie a metalelor conţinute în nămolurile instalaţiilor de galvanizare atît prin încadrarea lor pe fluxurile tehnologice existente de extracţie a unor metale (Cu), cît şi prin stabilirea unor noi tehnologii de valorificare.

Principalele metale conţinute în aceste nămoluri sînt: 1 — 2% Ni, 2 — 6% Cr, 1 — 6% Cd, 1 — 2% Cu, 1 — 4% Pb, 3 — 7% Zn etc. sub formă de hidroxizi şi carbonaţi la o umiditate de cca 70%.

Posibilităţi pirometalurgice de prelucrare

Pentru o valorificare a nămolurilor în condiţii economice cît mai avantajoase, este exclusă posibilitatea unor tehnologii separate de prelucrare, datorită cheltuielilor pe care le-ar implica execuţia unor astfel de instalaţii, propunînd încadrarea lor în fluxul de extracţie a cuprului, prin următoarele două variante :

— prelucrarea nămolurilor odată cu concentratele cuproase prin tehnologia topirii în suspensie (fig. 1);

— prelucrarea nămolurilor uscate-peletizate la faza de convertizare a matelor cuproase (fig. 2).

Aceste variante au ca justificare temperaturile ridicate la fazele de topire, convertizare

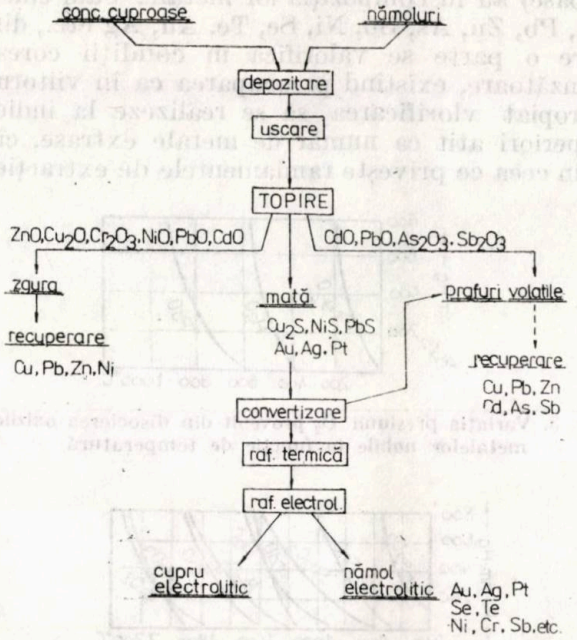


Fig. 1 Prelucrarea nămolurilor la faza de topire

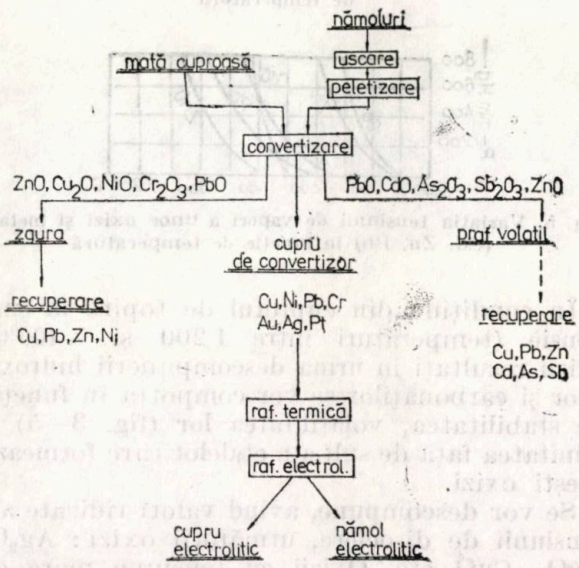


Fig. 2. Prelucrarea nămolurilor la faza de convertizare

și în etapele premergătoare acestora, realizîndu-se reacțiile :

$$Me(OH)_2 \xrightarrow{t°C} MeO + H_2O_{(v)} \quad (1)$$

$$MeCO_3 \xrightarrow{t°C} MeO + CO_{2(g)} \quad (2)$$

Prima variantă realizează prelucrarea nămolurilor cu cheltuieli minime, uscarea acestora efectuîndu-se în flux împreună cu concentratele cuproase. Comparativ cu acestea din urmă, nămolurile reprezintă, cantitativ, mai puțin de 1%.

Prelucrarea nămolurilor, împreună cu concentratele cuproase, se consideră posibilă datorită faptului că și acestea (concentratele cuproase) au în compoziția lor metale, cum sînt : Cu, Pb, Zn, As, Sb, Ni, Se, Te, Au, Ag etc., din care o parte se valorifică în condiții corespunzătoare, existînd preocuparea ca în viitorul apropiat vlorificarea să se realizeze la indici superiori atît ca număr de metale extrase, cît și în ceea ce privește randamentele de extracție.

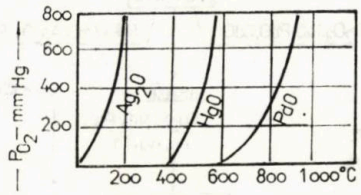


Fig. 3. Variația presiunii O_2 provenit din disocierea oxizilor metalelor nobile în funcție de temperatură

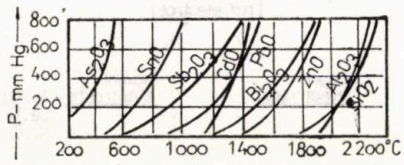


Fig. 4. Variația tensiunii de vapori a unor oxizi în funcție de temperatură

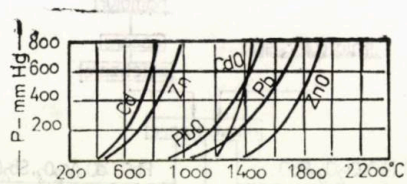


Fig. 5. Variația tensiunii de vapori a unor oxizi și metale (Cd, Zn, Pb) în funcție de temperatură

În condițiile din cuptorul de topire în suspensie (temperaturi între 1 200 și 1 400°C) oxizii rezultați în urma descompunerii hidroxizilor și carbonaților se vor comporta în funcție de stabilitatea, volatilitatea lor (fig. 3—5) și afinitatea față de sulf a metalelor care formează acești oxizi.

Se vor descompune, avînd valori ridicate ale tensiunii de disociere, următorii oxizi : Ag_2O, HgO, CuO etc. Oxizii cu tensiune mare de vapori : CdO, PbO, Sb_2O_3, As_2O_3 se vor volatiliza trecînd în prafuri, iar ceilalți oxizi : Cu_2O, ZnO, Cr_2O_3, NiO, CaO, parțial PbO, As_2O_3 etc. vor trece în zgură sau vor participa la reacții de sulfurare, ca de exemplu :

$$Cu_2O + FeS \rightarrow Cu_2S + FeO \quad (3)$$

$$PbO + FeS \rightarrow PbS + FeO \quad (4)$$

$$NiO + FeS \rightarrow NiS + FeO \quad (5)$$

sulfurile formate trecînd în mată.

În aceste condiții, o bună parte din metalele nobile : Au, Ag, Pt și parțial Cu, Ni, Pb, chiar Cr, vor însoți cuprul din concentrate pe traseul : topire — convertizare — rafinare termică — rafinare electrolitică.

În viitor, existînd perspectiva prelucrării separate a prafurilor volatile prin metode piro- și hidrometalurgice, în vederea valorificării principalelor metale conținute în acestea, va deveni posibilă recuperarea și a Sb, As, Cd, Pb, metale care se volatilizează intens sub formă de oxizi. De asemenea prin prelucrarea zgurelor în cuptoare electrice în atmosferă reducătoare, va deveni posibilă recuperarea zincului.

Pentru prelucrarea nămolurilor la faza de convertizare (fig. 2), este necesară uscarea și peletizarea lor. Uscarea și peletizarea nămolurilor implică consumuri energetice, de asemenea prelucrarea lor în convertizor va necesita un consum suplimentar de combustibil (cocs) la această fază.

Căldura consumată la prelucrarea prin convertizare a nămolurilor este :

$$Q = \Delta H_{dis.MeCO_3} + \Delta H_{dis.Me(OH)_2} + \Delta H_{dis.MeO} + \Delta H^{e}_{vap.H_2O} + \Delta H_{încălz.H_2O.vap.} + \Delta H_{încălz.MeO} + \Delta H_{volatiliz.MeO} \quad (6)$$

unde :

$$\Delta H_{dis.MeCO_3} = m_{MeCO_3} \int_{298}^{T.dis} c_{p.MeCO_3}\, dT \quad \text{(kcal)}$$

$$\Delta H_{dis.Me(OH)_2} = m_{Me(OH)_2} \int_{298}^{T.dis.} c_{p.Me(OH)_2}\, dT \quad \text{(kcal)}$$

$$\Delta H_{dis.MeO} = m_{MeO} \int_{298}^{T.dis.} c_{p.MeO}\, dT \quad \text{(kcal)}$$

$$\Delta H_{evap.H_2O} = 546\ m_{H_2O} \quad \text{(kcal)}$$

$$\Delta H_{încălz.H_2O.vap.} = m_{H_2O} \int_{373}^{T.} \frac{1\,000}{18} (7{,}17 + 2{,}56\ 10^{-3}\ T + 0{,}08\ 10^{+5}\ T^{-2})\, dT$$

$$\Delta H_{încălz.MeO} = m_{MeO} \int_{T.dis.}^{T.} c_{p.MeO}\, dT \quad \text{(kcal)}$$

$$\Delta H_{volatiliz.MeO} = m_{MeO} \cdot \lambda_{volatiliz.MeO} \quad \text{(kcal)}$$

obținîndu-se pentru o tonă de nămol: $Q = 951\,600 - 1\,123\,000$ kcal, ceea ce înseamnă un consum de cocs de 140 – 160 kg/t nămol.

Prin introducerea nămolurilor la convertizare, o parte din oxizi vor trece în zgură: Cu_2O, ZnO, NiO, Cr_2O_3, FeO, CaO, iar alți oxizi, cu tensiunea de vapori ridicată, vor trece în prafurile volatile: CdO, PbO, As_2O_3, Sb_2O_3 etc. Oxizii de Cu, Ni, mai puțin Pb, Zn, Cr, vor participa la reacții de sulfurare, trecînd în mată împreună cu Au, Ag, Pt. În continuare vor trece în cuprul de convertizor, ajungînd pînă la faza de rafinare electrolitică (fig. 5).

Recuperarea elementelor utile din nămolurile luate în studiu, odată cu valorificarea întregii game de subproduse ale pirometalurgiei cuprului, este posibilă la randamente de 80–90% pentru Cu, Au, Ag, Pt, 60–80% pentru Pb și Zn, iar în viitor cu randamente comparabile vor putea fi valorificate și metalele: Ni, Cd, Cr, Sb.

Posibilități de prelucrare hidrometalurgică

În urma experimentărilor la nivel de laborator, se propune următorul flux tehnologic de prelucrare hidrometalurgică a nămolurilor instalațiilor de galvanizare (fig. 6).

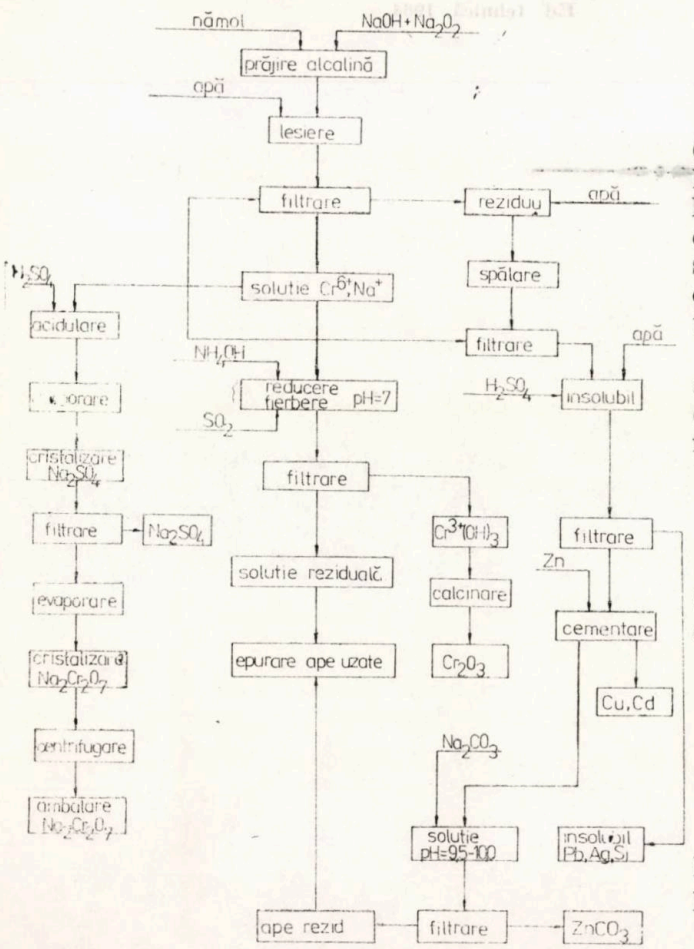


Fig. 6. Prelucrarea hidrometalurgică a nămolurilor

Dezagregarea alcalină are loc la o temperatură de cca 700°C, avînd loc următoarele reacții atît pentru Cr^{6+}, cît și pentru Cr^{3+}:

$$Me^{2+} + CrO_4^{2-} + 2NaOH \xrightarrow{700°C} Na_2CrO_4 + Me(OH)_2 \quad (7)$$

$$Cr^{3+} + 2Na_2O_2 \xrightarrow{700°C} Na_2CrO_4 + 2Na \quad (8)$$

unde Me = Cu, Zn, Cd, Ca etc.

Soluția obținută conține Na_2CrO_4 și poate fi dirijată spre obținerea de Cr_2O_3 sau $Na_2Cr_2O_7$. Pentru primul caz, soluția este supusă unui proces de reducere cu SO_2 în mediu acid și neutralizare cu NH_4OH pînă la un $pH = 6-8$, cînd are loc, la fierbere, precipitarea $Cr(OH)_3$ nH_2O. Acest precipitat, calcinat la 800–900°C, pierde apa de cristalizare, rezultînd ca produs finit Cr_2O_3.

Pentru obținerea $Na_2Cr_2O_7$, soluția de Na_2CrO_4 se supune unui proces de concentrare prin evaporare, după ce în prealabil s-a acidulat cu H_2SO_4 pentru trecerea CrO_4^{2-} în $Cr_2O_7^{2-}$, conform reacției:

$$2CrO_4^{2-} + 2H^+ \rightarrow Cr_2O_7^{2-} + H_2O \quad (9)$$

$$2Na^+ + SO_4^{2-} \rightarrow Na_2SO_4 \quad (10)$$

Cînd în procesul de concentrare s-a ajuns la limita de saturare a Na_2SO_4, soluția se răcește la 20°C pentru cristalizare și precipitare, urmată de filtrarea acestuia. Soluția de $Na_2Cr_2O_7$ se supune concentrării prin evaporare, separîndu-se cristale de $Na_2Cr_2O_7$, prin răcire și cristalizare lentă.

Produsul insolubil rezultat la dezagregarea alcalină este dirijat spre o solubilizare cu H_2SO_4, cînd are loc solubilizarea Cu, Cd, Zn, Ni, conform reacției:

$$Me(OH)_2 + H_2SO_4 \rightarrow MeSO_4 + 2H_2O \quad (11)$$

Insolubile rămîn Ca, Fe, SiO_2, Ag, Pb etc. Soluția obținută este supusă unui proces de cementare cu Zn metalic, avînd loc reacțiile:

$$Cu^{2+} + Zn \rightarrow Cu^\circ + Zn^{2+} \quad (12)$$

$$Cd^{2+} + Zn \rightarrow Cd^\circ + Zn^{2+} \quad (13)$$

Soluția decuprată și decadmiată este trecută la faza de precipitare a zincului cu Na_2CO_3 pînă la pH 9,5–10. Are loc reacția:

$$ZnSO_4 + Na_2CO_3 \rightarrow ZnCO_3 + Na_2SO_4 \quad (14)$$

Precipitatul de $ZnCO_3$ este spălat cu apă pentru îndepărtarea totală a Na_2SO_4 și după o uscare la 100°C este calcinat pentru obținerea ZnO :

$$ZnCO_3 \xrightarrow{800°C} ZnO + CO_{2(g)} \qquad (15)$$

Soluția dezincată și apele de spălare sînt dirijate spre stațiile centralizate de epurare. Insolubilul conținînd restul de metale este dirijat spre tehnologiile de recuperare a Ag.

Prin procedeele hidrometalurgice s-au obținut următoarele randamente de separare : 96,2% Cr, 91,8% Ni, 97,3% Cd, 96,6% Cu, 98,4% Zn.

Concluzii

— În urma studiilor efectuate și a experimentărilor de laborator, rezultă ca posibilă recuperarea din nămoluri a Ni, Cr, Cd, Cu, Pb, Zn și, dacă există, Au, Ag, Pt, prin procedee piro- și hidrometalurgice.

— Prelucrarea pirometalurgică permite valorificarea metalelor utile conținute, fără a implica investiții suplimentare și fără a necesita consumuri suplimentare sensibile de combustibil, pentru uscarea, calcinarea și topirea lor.

— Prelucrarea hidrometalurgică permite valorificarea la randamente ridicate a metalelor utile conținute în aceste nămoluri, implicînd însă investiții și consumuri energetice suplimentare.

— Stabilirea tehnologiei optime de valorificare este în funcție de rezultatele ce se vor obține, ca urmare a unei analize tehnico-economice efectuate după experimentări.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl. *Teoria proceselor metalurgice*. București, Ed. did. și ped., 1966.

[2] Oprea, Fl. ș.a. *Metalurgiile elementelor însoțitoare ale metalelor neferoase*. București, Editura tehnică, 1968.

[3] Erdely, L. *A kemiai analizis suly szerini modszerei*. Budapesta, 1960.

[4] Alkatev, M.I. *Proțesi țementații v țvetnoi metallurghii*. Moscova, 1966.

[5] Popa, G. și Croitoru, V. *Chimie analitică calitativă*. București, Ed. did. și ped., 1971.

[6] Savencu, S. ș.a. *Chimie analitică cantitativă*. București, Ed. did. și ped., 1963.

[7] Landauer, O. ș.a. *Probleme de chimie fizică*. București, Ed. did. și ped., 1982.

[8] Agheenkov, V. G. *Calcule metalurgice*. București, Ed. tehnică, 1964.

Prof. dr. ing. M. Ieneiu,
dr. ing. P. Moldovan,
conf. dr. ing. N. Panait, ing. M. Buzatu
și ing. Rodica Buzatu
Institutul politehnic — București

Cercetări privind asimilarea și îmbunătățirea unor materiale metalice pe bază de aluminiu și titan pentru aeronautică

CZ : 629.138 : 669.715.295

Titanul și aluminiul constituie în prezent unele din metalele foarte utilizate pentru obținerea materialelor folosite în industria aeronautică.

Din analiza influenței impurităților asupra proprietăților titanului rezultă următoarele concluzii : evitarea impurificării cu gaze a metalului atît în tehnologia de elaborare, cît și în cea de prelucrare. Dealtfel, proprietățile sale mecanice și fizice sînt direct influențate de metoda de elaborare și de prelucrare. Astfel, titanul obținut prin descompunerea iodurii conține maximum 0,001 % H_2 și 0,005 % N, pe cînd cel de puritate tehnică, extras prin reducerea $TiCl_4$ cu magneziu, conține 0,03—0,06 % N, 0,02—0,06 % H_2 și 0,04—0,1 % O_2.

Proprietățile mecanice ale titanului obținut prin diferite tehnologii sînt date în tabelul 1 ;

— folosirea unui metal de puritate cît mai avansată și introducerea controlată și în limite precis stabilite a acestor elemente, în special oxigen ;

— una din tendințele în dezvoltarea actuală a producției aliajelor pe bază de titan este creșterea gradului de aliere (au fost elaborate aliaje unde suma elementelor de aliere este de 10—50 %), deoarece se obțin produse cu o înaltă rezistență mecanică și o plasticitate suficientă. Ca urmare, creșterea purității titanului permite mărirea conținutului elementelor de aliere și, implicit, elaborarea unor materiale metalice cu proprietăți mecanice speciale.

Corelația dintre conținutul de incluziuni nemetalice, impurități metalice și gaze din aliajele de aluminiu pentru aeronautică

Rafinarea și degazarea aliajelor de aluminiu speciale destinate industriei aeronautice constituie o etapă de bază a pregătirii topiturii pentru turnare, în vederea obținerii unor lingouri cu conținut redus de impurități metalice, gaze, incluziuni nemetalice și intermetalice.

În literatură există în general date relativ reduse privind eliminarea simultană a tuturor incluziunilor și impurităților endogene, precum și asupra mecanismului de interacțiune reciprocă sau cu agenți de degazare și rafinare introduși în baia metalică.

Tabelul 1

Proprietățile mecanice ale titanului în funcție de tehnologia aplicată la elaborarea sa

	Descompunere iodură		Reducere magneziotermică		Electroliză la 800°C		Reducere magneziotermică în cuptor cu inducție		Reducere magneziotermică în cuptor cu descărcare arc
	Recopt	Deformare la rece 50% îmbătrînit	Recopt	Deformare 40% rece îmbătrînit	Turnat	Deformare 40% îmbătrînit	Recopt	Deformare 50% recopt	
R, daN/mm²	26,7—33,7	68—75	55—57	84—88	68	90,6	56	87,7	50—56
$R_{0,2}$, daN/mm²	14—17	61—63	43—47	70—79	52,5	78	50,4	77	40—48
A, %	40—55	2,5—11	25—28	4—6	—	—	16—25	12	28—30
ψ, %	60—75	30—75	—	—	15	2,6	55	30	50—75
E, daN/mm²	9 840—10 400	11 300	11 760	10 780	10 840	9 870	11 200—11 550	—	14 500
HB, daN/mm²	73	—	180—200	240—255	—	—	200—230	282	—

Impurităţile metalice dăunătoare pentru aliajele deformabile din sistemele Al—Mg şi Al—Cu—Mg sînt Na şi Ca, care pot proveni atît din materia primă, cît şi din fluxurile utilizate la elaborare.

În ceea ce priveşte gazele dăunătoare acestor aliaje, se poate afirma cu certitudine că hidrogenul deţine ponderea principală, provenind fie din materialele încărcăturii, fie prin interacţiunea topiturii cu căptuşeala şi atmosfera agregatelor, fie cu fluxurile utilizate la elaborare.

Incluziunile nemetalice de bază sînt oxizi (Al_2O_3, MgO), carburi (Al_4C_3), boruri (TiB_2, Al_xB_y), nitruri, oxicarburi, oxinitruri, compuşi oxidici (Al_2MgO_4), care pot fi endogene sau exogene.

Cercetări privind stabilirea parametrilor tehnologiei procesului de filtrare — degazare, în vederea proiectării instalaţiei industriale

Consideraţii generale şi obiectivele cercetărilor. În ultimii ani pe plan mondial se manifestă tendinţa de reunire a proceselor de rafinare şi degazare şi de înlocuire a procedeelor discontinue cu procedee continue de mare productivitate. Procedeele continue conduc la intensificarea transferului de masă pe seama amestecării topiturii cu faza rafinatoare.

Dintre procedeele continue de tratare continuă a aliajelor de aluminiu se remarcă procedeul de filtrare-degazare. Filtrarea se poate realiza prin straturi inerte sau active. Filtrele active au avantajul că sînt capabile să adsoarbă atît în stare lichidă, cît şi păstoasă incluziunile nemetalice solide din baia metalică.

La filtrarea prin filtre active, incluziunile nemetalice sînt reţinute de grăunţii mediului filtrant datorită intercepţiei directe, gravitaţiei sau tensiunilor superficiale. Captarea mecanică este responsabilă pentru incluziuni mai mari de ~ 30 μm, iar tensiunea superficială concură direct la captarea incluziunilor mai mici de ~ 30 μm.

Viteza de schimbare a incluziunilor captate pe unitatea de volum aparent $\frac{\partial \sigma}{\partial \tau}$ este în funcţie de concentraţia de incluziuni din topitură:

$$\frac{d\sigma}{d\tau} = KC \qquad (1)$$

în care:

K este parametrul cinetic; C — concentraţia de incluziuni din topitură; τ — caracteristica de timp.

Parametrul cinetic K este în funcţie de concentraţia de incluziuni captate, de proprietăţile fizice ale topiturii, de viteza de curgere a acesteia, precum şi de forma şi dimensiunile incluziunilor şi poate fi exprimat prin relaţia:

$$K = K_0\left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_m}\right) \qquad (2)$$

unde:

K_0 este coeficientul parametrului cinetic; σ_m — capacitatea de reţinere a incluziunilor de către stratul filtrant.

În timp ce parametrul K_0 poate fi determinat prin experienţe de scurtă durată, σ_m necesită experimentări îndelungate.

Eficienţa filtrării se poate determina cu ajutorul relaţiei:

$$\eta = 1 - e^{-\frac{K_0 L}{U_m}} \qquad (3)$$

în care:

L este lăţimea stratului filtrant;

U_m — viteza de curgere a topiturii prin stratul filtrant.

Raportul $\frac{K_0}{U_m} = \lambda$ se defineşte drept coeficient de filtrare, deci relaţia de mai sus devine:

$$\eta = 1 - e^{-\lambda L} \qquad (4)$$

Determinarea eficienţei filtrării se poate efectua pe baza relaţiei:

$$\eta = \frac{C_i - C_f}{C_i} \qquad (5)$$

în care:

C_i şi C_f sînt concentraţiile iniţială şi respectiv finală de incluziuni nemetalice.

Cercetările întreprinse în lucrare au urmărit determinarea parametrilor filtrării, precum şi a naturii şi conţinuturilor de incluziuni şi gaze, în vederea proiectării instalaţiilor industriale de filtrare-degazare şi a aparaturii de testare a calităţii produselor turnate pentru industria aeronautică.

Tehnica de cercetare experimentală. Încercările experimentale de filtrare-degazare continuă a aliajelor de aluminiu pentru industria aeronautică au fost efectuate la fază de laborator într-o instalaţie de concepţie originală. Testările privind natura şi conţinutul incluziunilor nemetalice s-au realizat cu ajutorul unui aparat bazat pe principiul filtrării în vid.

Materii prime şi materiale. Pentru experimentări s-au utilizat următoarele materii prime şi materiale: aliaje de aluminiu, bile de alumină, fluxuri, burete de titan, argon.

Aliajele de aluminiu au compoziţia chimică dată în tabelul 2.

Tabelul 2

Compoziția chimică a unor aliaje de aluminiu pentru industria aeronautică

Marca aliajului	Conținutul, %								
	Cu	Fe	Si	Mn	Mg	Zn	Cr	Ti	Zr
AlMg5S	0,01	0,24	0,21	0,26	5,12	0,02	0,086	0,093	—
AlMg5	0,038	0,30	0,26	0,41	5,08	0,03	—	0,081	—
D 16	4,84	0,32	0,26	0,63	1,35	0,14	0,10	0,05	0,13
2 024	3,83	0,43	0,38	0,60	0,74	0,074	—	0,032	—

Bilele de alumină utilizate au avut diametrul de 19 mm. Procesul de acoperire cu flux a bilelor constă din introducerea bilelor reci în fluxul topit și răcit pînă la apropiere de temperatura de sfîrșit de solidificare și rostogolirea lor în baia de flux pentru acoperirea uniformă a acestora.

Fluxurile utilizate au fost următoarele: flux de protecție, de compoziție 45% NaCl, 45% KCl și 10% NaF și flux de acoperire a bilelor de alumină de compoziție 52% $MgCl_2$, 20% KCl, 16% MgF_2 și 12% CaF_2.

Instalația de filtrare-degazare. Instalația pentru experimentări a fost construită pentru o capacitate de 1 kg aliaje de aluminiu, fiind formată din două cuptoare electrice cu rezistență, primul (basculant) pentru topirea aliajelor și al doilea pentru filtrare-degazare.

Unitatea de filtrare-degazare este prevăzută cu un creuzet refractar, împărțit în două compartimente, cu un ecran din marinită, fiind încărcat cu un strat de bile acoperite cu fluxuri. Pentru absorbția hidrogenului din topitură s-a utilizat burete de titan.

Gazul inert (argonul de puritate 99,997%) este barbotat în baia metalică printr-un tub închis din grafit, poros, pentru a se degaja bule de dimensiuni cît mai mici.

Pentru degajarea gazelor din topitură, capacul de etanșare (din marinită) a unității de filtrare-degazare este prevăzut cu orificii.

Evacuarea aliajului degazat și purificat în oala de turnare se face printr-un orificiu pe un jgheab situat la nivelul superior al topiturii.

Debitul de gaz inert a fost stabilit în funcție de debitul de aliaj, astfel încît să se realizeze barbotarea topiturii fără a se produce stropi.

Aparatul de filtrare în vid pentru testarea naturii incluziunilor nemetalice. În laborator a fost construit un aparat de filtrare în vid prin placă poroasă de grafit, pentru determinarea incluziunilor nemetalice din aliajele de aluminiu pentru industria aeronautică.

Incluziunile nemetalice grobe rămîn pe filtrul din grafit poros, iar microincluziunile sînt captate în porii filtrului.

Prin analiză microscopică la microscopul MC 5-A s-a determinat natura microincluziunilor reținute de filtrul de grafit.

- *Rezultate experimentale și interpretarea lor.* Pentru testarea efectului filtrării și degazării aliajelor cercetate s-au utilizat metode de determinare a conținutului de incluziuni nemetalice și de hidrogen.

Determinarea naturii incluziunilor nemetalice s-a realizat prin microscopie optică, iar a incluziunilor intermetalice, prin analiză cu microsonda electronică.

Determinarea conținutului de incluziuni nemetalice. Incluziunile nemetalice au fost clasificate în macroincluziuni cu dimensiunea medie de peste 50 μm și microincluziuni cu dimensiunea medie sub 50 μm.

Determinarea cantității de macroincluziuni s-a efectuat cu ajutorul microscopului de măsurat tip MM-1 la o mărire de ×16 și o lungime a scării liniare de 10 mm.

Calculul cantității de incluziuni s-a efectuat cu relația:

$$C = \frac{S_i}{S} \cdot 100 \ [\%] \qquad (6)$$

în care:

S_i este aria suprafeței incluziunilor, m^2;
S — aria suprafeței totale a șlifului, mm^2.

Rezultatele măsurătorilor se dau în tabelul 3.

Tabelul 3

Rezultatele măsurătorilor macroincluziunilor (> 50 μm) nemetalice în aliaje de aluminiu deformabile, nefiltrate

Marca aliajului	S_i, mm^2	S, mm^2	C_i, %
AlMg5S	0,12	100	0,12
AlMg5	0,13	100	0,13
D 16 (Al—Cu—Mg)	0,33	100	0,33
2 024 (Al—Cu—Mg)	0,35	100	0,35

După tratamentul de filtrare-degazare, practic nu s-au constatat macroincluziuni în aliajele Al—Mg și Al—Cu—Mg.

Macroincluziunile în aliajele filtrate și degazate au fost puse în evidență cu ajutorul microscopului metalografic MC 5-A.

Tabelul 4

Parametrii filtrării

Marca aliajului	Concentrația microincluziunilor (>50μm)		Eficiența filtrării η	Coeficientul de filtrare, $\lambda_{-1,cm}$
	înainte de filtrare C_i, %	după filtrare C_f, %		
AlMg5S	0,125	0,023	0,83	0,29
AlMg5	0,092	0,031	0,66	0,18
D 16	0,254	0,053	0,80	0,27
(Al—Cu—Mg) 2 024 (Al—Cu—Mg)	0,213	0,042	0,80	0,27

Din examinarea probelor de aliaje nefiltrate și respectiv filtrate la microscop s-a ajuns la concluzia că procedeul aplicat pe fază de laborator dă foarte bune rezultate în ceea ce privește eliminarea impurităților nemetalice.

Eficiența filtrării (η) a fost calculată din relația (5). Coeficientul de filtrare s-a determinat din relația :

$$\lambda = -\frac{1}{L}\ln(1-\eta) \qquad (7)$$

obținută din egalarea relațiilor (4) și (5).

Rezultatele calculelor sînt prezentate în tabelul 4.

Pe baza valorilor obținute pentru coeficientul de filtrare se poate stabili debitul de curgere a topiturilor din aliaje de aluminiu.

Prof. dr. ing. N. Murguleț,
prof. dr. ing. Silvia Vaeu
și conf. dr. ing. Gh. Voicu
Institutul politehnic — București

Fondant sintetic pentru elaborarea oțelului în convertizoarele cu oxigen

CZ: 669.184.244,86:621.745.451

Dezvoltarea rapidă a producției de oțel pe baza principiului de afinare a fontei cu oxigen în convertizoare se datorește unor considerente de ordin tehnologic și economic ca: viteza mare de desfășurare a proceselor; consumurile mici energetice; elasticitatea mare în ceea ce privește compoziția fontei; regimul termic de lucru (care permite utilizarea și a unor cantități însemnate de fier vechi); productivitatea mare și investițiile mai mici decît în cazul cuptoarelor Martin (pe care treptat le înlocuiește, chiar în țările în care ponderea mare în producția de oțel o deținea acest tip de agregate).

Odată cu introducerea în exploatare a convertizoarelor de tip LD au apărut și unele dificultăți tehnologice, legate de captarea și epurarea gazelor și de regimul de formare a zgurei, care au determinat perfecționări atît ale construcției, cît și ale tehnologiei de lucru.

Lucrarea de față se ocupă de posibilitatea îmbunătățirii regimului de formare a zgurei, prin utilizarea unor fondanți sintetici.

*

Zgura, în convertizorul LD, apare încă de la începutul suflării oxigenului, fiind formată în principal din SiO_2, MnO și FeO, deci zgură cu caracter pronunțat acid. Pentru a se proteja căptușeala bazică (dolomită) a convertizorului de efectul corosiv al zgurei, odată cu suflarea oxigenului, în convertizor, începe să se introducă și var.

Varul introdus intră în reacție cu (SiO_2), formînd silicați de calciu greu fuzibili, care, îmbrăcînd bucata de var, împiedică reacția în continuare a CaO din var cu (SiO_2) din zgură*, ceea ce micșorează efectul pe care varul introdus trebuie să-l aibă pentru procesul de defosforare și de protecție a căptușelii.

Acest fenomen, observat încă de la începutul dezvoltării producției în convertizoare, a determinat dezvoltarea unui imens volum de cercetări legate de calitatea varului folosit și mai ales de modul de introducere a lui, ceea ce a făcut să apară un număr mare de tehnologii, în vederea asimilării rapide a varului, multe utilizînd varul mărunt sau pulbere, acesta din urmă impunînd și modificări constructive importante.

Pornind de la condițiile fizico-chimice de solubilizare a varului în zgura de convertizor, în Facultatea de metalurgie din I.P. București s-a realizat un fondant — din materiale existente în uzinele siderurgice — menit să accelereze formarea zgurei.

Tabelul 1

Compoziția chimică, % greutate						$\frac{CaO}{SiO_2}$	$\frac{CaO}{Fe_2O_3}$ rap. molar
CaO	SiO_2	Fe_t	FeO	Al_2O_3	MgO		
29—48	1,5—1,6	>30	10	0,6—2,0	0,85—6,04	8,03—25,5	2,3—3,12

Fondantul, a cărui compoziție este dată în tabelul 1 [1], avînd conținut mare de fier — în cea mai mare parte sub formă de Fe_2O_3 — înlocuiește în bună parte și minereul de fier și ferește de oxidare fierul din fontă.

Zgura bazică, formată încă de la începutul procesului de elaborare, în care predomină feriții de calciu — ușor solubili — fac ca zgura să fie oxidantă, bazică, fluidă și omogenă încă din primele 2—3 min de la începerea suflării oxigenului.

Fondantul se poate realiza din materii prime indigene pe instalații de preparare termică utilizate curent în siderurgie, la un cost reprezentînd circa 77% din costul minereului de fier pentru afinare importat (la nivelul anului 1974).

Elaborarea a peste 500 de șarje în convertizorul cu oxigen, folosind fondant sintetic (bazicitate 14—18), în cantități de 30—58 kg/t, ca înlocuitor parțial al varului (ținînd seamă de % CaO, 1 kg var se înlocuiește cu 2 kg fondant), a arătat o serie de avantaje tehnologice și economice.

Efecte tehnologice:

— proces de defosforare avansat (pînă la 98%);

— desulfurare puternică (pînă la 80%);

— zgură fluidă și bazică de la început, ceea ce protejează căptușeala refractară și dă posibilitatea lucrului fără depuneri de zgură pe lance și hotă.

Efecte economice (în condițiile utilizării a 30—58 kg fondant/t):

* Uneori, particule de var nedizolvat se găsesc în zgură și la sfîrșitul elaborării.

— creşterea scoaterii de oţel din aceeaşi încărcătură metalică, ca urmare a evitării oxidării fierului din fontă, la începutul suflării, şi a reducerii unei părţi din oxidul de fier din fondant. Scoaterea variind ca în figura 1, peste 80% din şarje avînd valori de peste 90%.

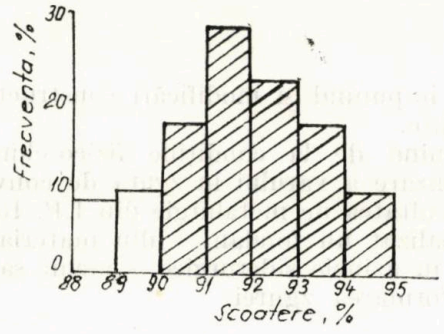


Fig. 1

Aceasta echivalează cu o recuperare de 9—17 kg Fe/t obţinute din fondant, al cărui cost este egal cu costul fierului din minereul de fier.

De asemenea, se micşorează mult cantitatea de stropi metalici din zgură, ca urmare a fluidităţii bune a zgurei;

— se micşorează consumul de oxigen cu 10%, de var cu 15—29 kg/t, de fluorură de calciu cu 60—80%;

— se scurtează durata de suflare a oxigenului cu 2—3 min.

Concluzii

Fondantul sintetic, cu avantajele arătate mai sus, se poate produce din materii prime indigene (unele chiar resturi tehnologice din procese siderurgice, a căror utilizare actuală nu are aceeaşi eficienţă economică ca în cazul fondantului), pe instalaţii clasice de preparare termică.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Brevet nr. 73870 din 16.02.1973 — R.S. România.

Prof. dr. doc. ing. I. Tripșa
Institutul politehnic — București
conf. dr. ing. C. Pumnea
Academia de Științe Economice
București

Tehnologii moderne de elaborare a oțelului

CZ : 669.182 : 669.046.54

Dezvoltarea impetuoasă, pe plan mondial și în R.S.R., a subramurilor de vîrf ale construcțiilor de mașini, ca industriile de mecanică fină, electronică și electrotehnică, aeronautică, tehnică nucleară, a industriei de utilaje tehnologice pentru diversele ramuri industriale, impune realizarea de noi tehnologii pentru obținerea de oțeluri de înaltă puritate și cu caracteristici fizico-mecanice ridicate. Dintre aceste oțeluri, se evidențiază, în mod deosebit, oțelurile anticorosive și refractare, destinate pentru industria chimică, tehnica nucleară și aerospațială, oțelurile înalt aliate de scule (rapide), oțelurile aliate de construcție, cu prescripții mecanice speciale, oțelurile pentru electrotehnică ș.a. , pentru care se solicită condiții deosebite de calitate.

În cadrul articolului se vor prezenta atît cercetările proprii, cît și cele mai noi și mai eficiente tehnologii aplicate pe plan mondial pentru elaborarea oțelurilor anticorosive și refractare, cu largi aplicații în industria de utilaj chimic, aeronautică, tehnica nucleară, precum și în industria de produse de larg consum, domenii de activitate industrială în care există programe speciale de dezvoltare în R.S.R.

Datorită domeniilor largi de aplicație, gama de oțeluri anticorosive și refractare este în prezent în continuă diversificare, asimilarea de noi astfel de oțeluri fiind unul din obiectivele de bază ale industriei siderurgice și constructoare de mașini. Diversificarea claselor și mărcilor de oțeluri anticorosive și refractare a fost posibilă prin crearea de tehnologii de elaborare specifice pentru fiecare clasă de oțeluri, alegerea acestora fiind determinată atît de performanțele de calitate ale oțelurilor, cît și de considerente de ordin economic.

În tabelul 1 sînt prezentate tehnologiile convenționale și neconvenționale, aplicate în prezent la elaborarea oțelurilor anticorosive și refractare.

Cu excepția unor oțeluri refractare conținînd carburi aliate, deci conținuturi mai ridicate de carbon (0,3—0,5%), majoritatea mărcilor de oțeluri anticorosive și refractare au conținuturi scăzute de carbon (< 0,10%), în unele cazuri conținutul de carbon fiind mai mic de 0,1—0,03%. Restricția în privința conținutului de carbon este impusă de necesitatea de a se obține structuri monofazice, după tratamentul de punere în soluție (austenită), cu cantități mici și controlate de precipitate intergranulare de carburi aliate, în scopul de a se limita fenomenul de coroziune intercristalină a oțelurilor.

Tabelul 1

Tehnologii de elaborare a oțelurilor anticorosive și refractare

Tehnologii convenționale	— în cuptoare cu arc (*CA*)	
	— în cuptoare cu inducție în aer (*CI*)	
	— în cuptoare cu inducție în vid (*CIV*)	
	— procedee duplex : cuptor cu arc + convertizor cu oxigen (*CLU, AOD*)	
Tehnologii neconvenționale	— procedee de retopire în vid	— *CIV* + retopire cu arc în vid (*RAV*)
		— *CIV* + retopire electrică sub zgură (*REZ*)
		— *CIV* + *REZ* + *RAV*
		— *CIV* + retopire cu jet de electroni (*RJE*)
	— metalurgia în oală (după elaborare primară în convertizor cu oxigen sau cuptor cu arc)	— barbotare cu gaze inerte
		— barbotare cu gaze inerte + adaosuri în oală
		— barbotare cu gaze inerte + adaosuri în oală + reîncălzire cu arc electric
		— injecție de pulberi reactive
	— metalurgia cu plasmă	— topirea primară în cuptoare cu plasmă
		— retopire cu jet de plasmă (*RJP*)

Întrucît obținerea de oțeluri anticorosive și refractare cu conținut scăzut de carbon, în cuptoare cu arc electric, este un procedeu dificil de controlat din cauza carburării băii metalice de către electrozii de grafit, în prezent, acest procedeu clasic este în mare parte abandonat, fiind menținut doar în cazul procedeelor duplex, în care în cuptorul cu arc se obține un semiprodus topit cu conținut mediu de carbon, care este apoi afinat în convertizoare cu suflare de oxigen pe jos sau lateral (CLU, AOD) sau după procedee specifice cunoscute sub denumirea de „metalurgia în oală".

În stadiul actual, procedeele tehnologice cele mai frecvent aplicate pentru obținerea de oțeluri anticorosive și refractare, cu conținuturi reduse de carbon și de înaltă puritate, se bazează pe folosirea cuptoarelor de inducție în aer (*CI*) și în vid (*CIV*), a tehnicilor de retopire cu arc în vid (*RAV*), retopire electrică sub zgură (*REZ*) și retopire cu jet de electroni (*RJE*). Asemenea tehnologii însă sînt costisitoare, ele necesitînd investiții deosebite pentru utilaje, cheltuieli mari pentru întreținere și exploatare, precum și feroaliaje și elemente de aliere scumpe. Din această cauză, aceste tehnologii cunoscute sub denumirea de „siderurgie fină" sînt aplicate doar în cazul unor oțeluri și aliaje speciale anticorosive și refractare, de foarte înaltă puritate, destinate industriei aeronautice, tehnicii nucleare și industriei de utilaj chimic de înaltă competitivitate.

În prezent, se dezvoltă procedeele duplex de elaborare în convertizor cu oxigen sau în cuptor cu arc și rafinare după tehnicile „metalurgiei în oală", precum și ale „metalurgiei cu plasmă" de topire primară și retopire cu jet de plasmă.

Datorită consumului mare de feroaliaje și elemente de aliere deficitare și cu prețuri ridicate pe piața mondială, în special nichel, ferocrom cu conținut scăzut de carbon (FeCr 0000), feromolibden, feroniobiu, ferotitan, ferotantal etc., în stadiul actual se realizează eforturi remarcabile pe plan mondial și în R.S.R. pentru asimilarea de oțeluri anticorosive și refractare de înlocuire îndeosebi din clasa de oțeluri Cr—Mn—Ni—N, în care nichelul este înlocuit cu mangan și azot.

Totodată, în scopul eficientizării tehnologiilor de elaborare sînt promovate, în mod deosebit, procedeele tehnologice cu consumuri energetice mai reduse decît în cazul tehnologiilor convenționale, cum sînt metalurgia în oală sau metalurgia cu plasmă.

În articolul de față se prezintă o sinteză a rezultatelor cercetărilor proprii de asimilare a noi mărci de oțeluri anticorosive și refractare de înlocuire.

Rezultatele experimentărilor proprii privind elaborarea de oțeluri anticorosive și refractare de înlocuire

În numeroase țări, cu potențial siderurgic avansat, s-au asimilat în producție o diversitate de mărci de oțeluri anticorosive și refractare, care pot fi grupate în următoarele clase:

— *oțeluri anticorosive Cr—Mn—Ni—N*, înlocuitori ai oțelurilor clasice de tipul 18/8 nestabilizate sau stabilizate cu Ti, Nb și Ta, în care conținutul de mangan variază în limitele 4—16%, iar cel de azot, între 0,15—0,25%, cu reducerea conținutului de nichel în limitele 1—6%. Această clasă de oțeluri se remarcă prin structură monofazică (austenită), cu un mic conținut de ferită și precipitate intergranulare de carburi (tab. 2);

— *oțeluri refractare Cr—Mn—Ni—N*, conținînd carburi avînd compoziția: 0,45—0,65%C; 8—11% Mn; 20—23% Cr; 3,5—4,5% Ni. Această clasă de oțeluri prezintă o matrice de austenită aliată, cu precipitate de carburi intergranulare $M_{23}C_6$ și intragranulare MC (tab. 3).

În aceste oțeluri, substituirea în măsură importantă a nichelului cu mangan și azot a fost posibilă datorită comportării gamagene a acestor elemente. În privința manganului, trebuie însă avut în vedere faptul că nu este posibil să se obțină, în absența completă a nichelului, o structură complet austenitică, cînd conținutul de crom depășește 15%, aceasta întrucît manganul este mai puțin gamagen decît nichelul. Folosirea azotului în proporție limitată (0,15—0,45%) în compoziția oțelurilor anticorosive și refractare este însoțită și de efecte favorabile asupra structurii și caracteristicilor fizico-mecanice ale acestor oțeluri.

În tabelul 4 sînt prezentate oțelurile de înlocuire experimentate de autori. Elaborarea șarjelor s-a efectuat în cuptor cu inducție în aer, de mică capacitate (50 kg), cu folosirea de materiale curate și de compoziție cunoscută pentru a se respecta limitele conținuturilor de C, P și S. Ca bază de fier s-a utilizat oțelul extramoale (Armco). Pentru alierea cu crom s-au folosit FeCr 0000 și ferocrom azotat cu 68% Cr și 3,5% azot. Cantitatea de ferocrom azotat s-a calculat în funcție de conținutul de azot al oțelului, considerînd o asimilare a azotului de 90%, ceea ce s-a verificat în practică.

În timpul alierii cu azot, baia metalică s-a menținut sub perdea de azot, prin acoperirea creuzetului de topire cu un capac din material refractar și suflarea gazului printr-o țeavă fixată de capac.

S-a practicat alierea cu mici procente de bor (0,01%), ceea ce a avut efecte favorabile asupra fărîmițării grăuntelui de austenită și modificării compoziției și structurii precipitatelor de carburi de la marginea grăunților de austenită, evitîndu-se apariția crăpăturilor la cald, prin

Tabelul 2

Compoziția chimică a unor oțeluri anticorosive de înlocuire Cr—Mn—Ni—N

Țara	Marca	C	Si	Mn	Cr	Ni	N	E
R.S.C.	42.2961	0,15	1,2	7,5—10,5	17,5—20,0	1,0	0,10—0,25	—
	42.2964	0,18	1,2	14,5—16,0	17,5—20,0	1,0	0,10—0,25	—
Japonia	SUS 201	0,15	1	5,7—7,5	16—18	3,5—4,5	0,25	—
	SUS 202	0,15	1	7,5—10	17—19	4—6	0,25	—
S.U.A.	201 AISI /30201 SAE	0,12	1	5,5—7,5	16—18	3,5—4,5	0,25	—
Suedia	2357	0 12	1	7,5—10	17—19	4—6	0,25	—
U.R.S.S.	1H18N2A G5	0 10	0,3—0,4	4—6	17—20	1,5—2,5	0,15—0,25	—
	0,7H21G7AN5	0,07	0,7	6—7,5	19,5—21,0	5—6	0,15—0,25	0,1 Mo anticorosiv 0,2 W refractar 0,3 Cu
	H17G9AN4	0,12	0,8	8—10,5	16—18	3,5—4,5	0,15—0,25	—

Tabelul 3

Compoziția chimică a unor oțeluri refractare Cr—Mn—Ni—N, conținînd carburi, produse în străinătate (%)

Țara	Marca	C	Si	Mn	Cr	Ni	N	E
Anglia	352 S 52	0,48—0,58	0.45	8—10	20—22	3,25—4,50	0,38—0,50	(2—3) Nb
Franța	Z52CMN21—0,9	0,48—0,58	0,25	8—10	20—22	3,25—4,25	0,36—0,56	
R.D.G.	X50CrMnNiN22.9	0,45—0,55	0,5	8—10	21—23	3,5—4,5	0,40—0,60	
Italia	X53CrMnNiN21.9	0,48—0,58	0,25	8—10	20—23	3,25—4,25	0,38—0,50	
	X70CrMnNiN21.6	0,65—0,76	0,45—0,55	5,5—7,0	20—22	1,4—1,9	0,18—0,28	0,025—0,050 S
Polonia	50H21M9N4	0,47—0,57	0,50	8—11	20—22	3,25—4,50	0,38—0,50	
U.R.S.S.	50H2O NAGg	0,5—0,8	0,45	8—10	20—22	3,5—4,5	0,30—0,60	

Tabelul 4

Compoziția chimică a oțelurilor anticorosive și refractare experimentate, %

Clasa	Marca	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	N	Ti	E
Anticorosiv	12CrMnNiN18.8	0,15	1,0	7,5—10,0	17—19	4—6	—	0,15—0,25	—	Nb = 0,8 Ce = 0,01 B = 0,01
Anticorosiv	12CrMnNiN18.6	0,12	1,5	5,6	18,0—19,0	6—8	0,5	0,20	0,04	Ce = 0,01
Refractar Cr—Ni—Mn—W—Si	25CrMnNiWSiN22—10	0,15—0,35	2,0	8—10	20—25	3,5—4,0	—	0,15 0,25	—	W = 2,5 — 4 Ce = 0,01 B = 0,01

scăderea locală a nivelurilor de energie. În prezența borului, precipitatele devin carburi complexe de crom și de fier, în care o parte din carbon este substituit cu bor.

Precipitatele intergranulare de carburi, în cazul șarjelor cu bor, sînt mai fine decît în cazul șarjelor fără bor, ceea ce poate contribui practic la creșterea capacității de deformare la cald a oțelului anticorosiv. Totodată, prin folosirea adaosurilor mici de bor se remarcă o creștere sensibilă a rezistenței la coroziune intercristalină, ca urmare a restrîngerii zonei decromizate și reducerii difuziei cromului din interiorul spre marginea grăunților de austenită. S-au evitat conținuturi mai mari de bor (0,03—0,04%), ceea ce ar fi putut determina o scădere accentuată a plasticității oțelurilor anticorosive.

În vederea îmbunătățirii rezistenței la coroziune intercristalină, frînarea tendinței de creștere a incluziunilor nemetalice și ameliorarea capacității de deformare plastică la elaborarea oțelurilor anticorosive și refractare s-au folosit și mici cantități de feroceriu (Ce = 0,01%).

Ținînd seamă de efectele manganului și azotului, calculul adaosurilor de aceste elemente s-a efectuat pe baza relațiilor de echivalență:

$$0{,}1\%\ N \equiv 2\%\ Ni \qquad 2\%\ Mn \equiv 1\%\ Ni$$

Oțelurile experimentate au fost turnate în lingotiere cu secțiune hexagonală, în greutate de 35 kg, care au fost supuse apoi forjării. Încălzirea lingourilor pentru forjare s-a realizat în două etape:

a) preîncălzire la 650°C într-un cuptor de tratament termic, asigurîndu-se încălzirea lentă (~ 60° C/h) cu controlul temperaturii cu termoelemente Pt — Pt Rh 13;

b) încălzirea finală la 1 150—1 200°C într-un cuptor cu gaze, din imediata apropiere a ciocanului de forjare.

În această etapă s-a practicat încălzirea continuă în intervalul 650—1 200°C, cu o viteză de 100° C/h

Intervalul de forjare a fost:

— pentru oțelul anticorosiv 12CrMnNiN18.8: 1 200—900°C;

— pentru oțelul refractar 25CrMnNiWSiN 22—10: 1 180—950°C.

Forjarea lingourilor s-a efectuat la un ciocan de forjare de 450 kg.

Tratamentul termic al oțelurilor anticorosive de înlocuire de tipul 12CrMnNi18.8 sau 12CrMnNi 18.6 a constat din călire de la 1 050°C în apă, pentru punere în soluție, prin care s-a obținut o structură austenitică, cu precipitate intergranulare de carburi și o cantitate de ferită (12—15%).

Tratamentul termic aplicat oțelului refractar de înlocuire 25CrMnNiWSiN22—10 a constat din călire în aer de la 1 150°C, urmată de tratamentul de îmbătrînire la 860±10°C, timp de 6 h, cu răcire în aer, în scopul durificării prin precipitare.

Structura finală a oțelurilor refractare de înlocuire este alcătuită din masa de bază austenitică cu un conținut variabil de carburi aliate inter- și intragranulare, în special de tipul $M_{23}C_6$, M_6C și MC, carburi care produc durificare matricei austenitice. Punerea în evidență a detaliilor microstructurale pe probele prelevate după forjare și tratament termic final s-a realizat prin microscopie optică și la microscopul electronic cu baleiaj. Microstructurile la microscopul scanning ale oțelurilor anticorosive și refractare atestă prezența în structură a carburilor globulare MC și a carburilor M_6C (de formă scheletică). În urma cercetărilor experimentale privind elaborarea de oțeluri anticorosive și refractare de înlocuire s-au desprins următoarele concluzii:

1) Asimilarea în producție a oțelurilor anticorosive și refractare de înlocuire Cr—Mn—Ni—N se dovedește a fi eficientă economic, putîndu-se realiza reducerea consumurilor specifice de nichel cu 60—70%, ceea ce asigură importante economii valutare.

2) În privința caracteristicilor mecanice ale oțelurilor anticorosive Cr—Mn—Ni—N, se remarcă comparativ cu oțelurile clasice Cr—Ni și Cr—Ni—Mo o creștere a proprietăților de rezistență (R_m, HB) cu 15—20%, cu scăderea corespunzătoare însă a proprietăților de plasticitate cu 20—30% (A și $R_{p0,2}$).

Pe epruvetele din oțelurile anticorosive și refractare supuse încercărilor mecanice s-au obținut rezultatele indicate în tabelul 5. Rezultă că, la substituirea oțelurilor anticorosive Cr—Ni și Cr—Ni—Mo sau refractare de tipul 25CrNiWSi 22—12 cu oțeluri cu mangan-azot, trebuie să se țină seama de prescripțiile privind caracteristicile mecanice și solicitările la care sînt supuse reperele și semifabricatele din aceste oțeluri, urmărindu-se un compromis între performanțele acestora și costurile de producție.

În general, trebuie evitată folosirea oțelurilor de înlocuire pentru obținerea de piese la care proprietățile de plasticitate sînt hotărîtoare.

3) În urma probelor la coroziune intercristalină, nu s-au constatat deosebiri esențiale între oțelurile Cr—Ni clasice de tipul 18/8 și oțelul 12CrMnNiN 18.8.

4) Se remarcă o capacitate de deformare plastică mai redusă a oțelurilor de înlocuire decît a oțelurilor clasice, în special în cazul oțelului refractar 12 CrMnNiWSiN 22 — 10, ceea ce impune respectarea cu strictețe a intervalului optim de forjare, a diagramei de încălzire, folosirea de cuptoare de încălzire cu atmosferă controlată, de preferință — cuptoare electrice cu încălzire rezistivă, cu posibilități de

Proprietăţile mecanice ale oţelurilor anticorosive şi refractare experimentate *Tabelul 5*

Marca oţelului	Tratamentul termic	Temperatura de încercare (+)°C	Tracţiune normală şi la temperatură ridicată				*HB*, daN/mm²	Fluaj 700°C 100 h	Rezilienţă
			R_m, N/mm²	$R_{p0,2}$ N/mm²	A_5, %	Z, %		R_{max}, N/mm²	*KCU*, J/cm²
12CrMnNiN18.8	Călire în apă de la 1 150°C	20	650–665	440–455	36–41	62–65	150–175	–	–
25CrMnNiWSiN 22.10	Călire în aer de la 1 150°C	20	830–845	348–361	28–30	35–45	280–310	350	58–62
	Îmbătrînire 860 ± 10°C/6 h/aer	450	425–432	242–256	45–50	55–61	– –		
		600	310–315	250–260	52–55	65–72	–		

măsurare şi menţinere a temperaturii cu o precizie de ± 5°C. Este necesară continuarea cercetărilor pentru optimizarea procesului de forjare a oţelurilor de înlocuire care sînt mai susceptibile la crăpare în timpul forjării, comparativ cu oţelurile anticorosive şi refractare clasice.

5) Puritatea oţelurilor anticorosive 12 CrMnNiN18.8 după STAS 5949–65 a fost satisfăcătoare şi punctajul mediu pe tipuri de incluziuni fost după cum urmează :

Grupa *A* — oxizi de Al şi Ti;
— oxizi liniari (*OL*) —punctaj mediu 1,5;
— oxizi punctiformi (*OP*) — punctaj mediu 2;
Grupa *B* — sulfuri (*S*) — punctaj mediu 1,5;
Grupa *C* — silicaţi fragili (*SF*) — punctaj mediu 2;
— silicaţi deformabili (*SD*) — punctaj mediu 1,5;
Grupa *D* — nitruri de Ti şi Al liniare şi punctiforme;
— nitruri de Ti (*NT*) — punctaj mediu 1,5;
— nitruri de Al (*NA*) — punctaj mediu 2.

Conţinutul de oxigen total, determinat prin metoda topirii în vid, a variat în limitele 60–85 ppm.

Este evident că, pentru obţinerea unor oţeluri anticorosive şi refractare de înaltă puritate, se impune retopirea lingourilor forjate după tehnologia *REZ*.

6) Prin extinderea producţiei de oţeluri anticorosive şi refractare de înlocuire CrMnNiN, se pot realiza importante economii de feroaliaje şi elemente de aliere, în special de nichel, reducerea costurilor de producţie putînd să ajungă pînă la 25–30%, cu diminuarea sensibilă a cheltuielilor valutare.

7) La elaborarea oţelurilor anticorosive şi refractare de înlocuire în cuptoare de inducţie, se impune folosirea de materiale curate şi de compoziţie chimică cunoscută, de exemplu oţel extramoale (Armco), FeCr cu conţinut scăzut de carbon, deşeuri şi produse de recirculaţie selecţionate. Pentru reducerea conţinuturilor de gaze, în special hidrogen, sînt absolut necesare uscarea şi preîncălzirea feroaliajelor, a creuzetului şi căptuşelii refractare a oalei de turnare.

Tehnologii neconvenţionale pentru elaborarea oţelurilor anticorosive şi refractare

În stadiul actual, au luat o dezvoltare deosebită tehnologiile neconvenţionale pentru elaborarea şi retopirea oţelurilor anticorosive, şi anume procedeele de retopire *RAV*, *REZ*, *RJE*, metalurgia în oală şi metalurgia cu plasmă.

Un rol important în cadrul acestor tehnologii îl are metalurgia în oală („ladle metallurgy") care este un procedeu de rafinare secundară a oţelului lichid în afara agregatului de elaborare, aplicată produsului lichid obţinut în urma topirii şi preafinării în agregatul de elaborare primară (convertizor cu oxigen, cuptor cu arc).

Prin termenul de „rafinare", operaţie care se realizează în afara agregatului de elaborare primară, se înţelege un complex de faze şi procese metalurgice, în care se includ într-o anumită succesiune desulfurarea, defosforarea, dezoxidarea şi decarburarea avansată, degazarea băii metalice prin barbotare cu gaze inerte sau în vid, corecţia compoziţiei acestuia prin adaos de elemente de aliere, precum şi reglarea temperaturii oţelului lichid, în funcţie de temperatura de turnare prescrisă.

Metalurgia în oală a oţelului se dezvoltă şi se diversifică continuu, datorită unor avantaje tehnico-economice deosebite şi anume :

a) creşterea productivităţii agregatelor de elaborare primară, ca urmare a scurtării duratei şarjei, prin transferarea operaţiilor de rafinare în afara acestor agregate, care devin astfel simple „agregate de topire" (smelting machines); metalurgia în oală se impune, în special,

în cazul cuptoarelor electrice cu arc, care lucrează în regim UHP, și al convertizoarelor cu oxigen de mare capacitate;

b) micșorarea sensibilă a consumurilor de combustibil și de energie electrică, datorită scurtării șarjelor în agregatele primare și transferării unor procese metalurgice în agregatele de elaborare secundară, unde, în general, aceste consumuri sînt mai mici;

c) obținerea de oțeluri cu compoziție chimică foarte precisă și de înaltă puritate, datorită conducerii mai simple a operațiilor de rafinare și posibilităților mai bune de corecție a compoziției băii metalice; ca urmare a acestor avantaje, oțelurile rezultate prin metalurgia în oală se remarcă prin conținuturi reduse de sulf, oxigen, gaze, incluziuni nemetalice și, în consecință, prin caracteristici mecanice ridicate;

d) asimilarea mai bună a elementelor de aliere, comparativ cu procedeele de elaborare a oțelurilor într-un singur agregat, datorită în bună măsură faptului că în agregatele de elaborare secundară se poate realiza un contact mai bun între adaosurile efectuate și baia metalică, ca urmare a reglării foarte exacte a cantității și compoziției chimice a zgurelor, precum și agitării foarte intense a băii metalice, prin barbotare cu gaze inerte sau prin inducție;

e) posibilități largi de folosire a vidului, ceea ce asigură condiții foarte bune de degazare, dezoxidare și de decarburare avansată;

f) agregatele de elaborare secundară permit folosirea mult mai largă a conducerii automate a proceselor tehnologice, inclusiv a calculatoarelor electronice de proces, ceea ce contribuie sensibil la creșterea productivității muncii și la îmbunătățirea calității oțelului.

Cerințele crescînde de oțeluri de înaltă puritate au determinat realizarea unui mare număr de procedee și tehnici de lucru, în etapa de elaborare secundară, diversificarea acestora fiind dictată, în afară de prescripțiile de calitate a oțelului, și de o serie de alți factori, ca procedeul de elaborare primară, dotarea cu utilaje, economia de energie și materiale, precum și de organizarea fluxurilor tehnologice.

Metalurgia în oală a evoluat, în prezent, de la tehnicile de barbotare cu gaze inerte, procedeele de tratare în vid a oțelului în oală sau prin recirculare, tratarea cu zgure sintetice, procedee consacrate în urmă cu 2—3 decenii la tehnologii foarte complexe de tipul VODK, ASEA-SKF, VAD-FINKL, VOD sau injecția de pulberi reactive în oțelul lichid din oala de turnare.

Una din tehnologiile cu mare aplicabilitate în producția de oțeluri anticorosive Cr—Ni, cu conținuturi foarte scăzute de C, S și N, este și procedeul VOD (Vacuum Oxygen Decarburization) aplicat pentru decarburarea și dezoxidarea avansată a oțelului lichid. În această tehnologie, care este un procedeu duplex, încărcătura inițială, alcătuită din deșeuri și produse de recirculație din oțel inoxidabil, ferocrom și feromangan, cu conținuturi ridicate de carbon, feronichel și NiO, precum și deșeuri

Tabelul 6

Succesiunea fazelor de elaborare a oțelului inoxidabil X 5 CrNi 18,9 în cuptor cu arc electric și instalație VOD

Compunerea încărcăturii inițiale	Kg	Faza	Cuptor cu arc 60 t	Instalație VOD 60 t	Alimentare instalație VOD	Kg	Compoziția băii metalice, %						Compoziția zgurei, %			
							C	Si	Mn	S	Cr	Ni	Cr_2O_3	CaO	SiO_2	CaO/SiO_2
- Deșeuri oțel inox. V_2A	34.000	1. Topire, preafinare - temperatura băii: 1660°C	○		- aliaj lichid	60.100										
- pulberi V_2A	2.000				- Fe Mn 76 %	650	1,56	0,38	1,27	0,032	18,37	8,96				
- deșeuri oțel nealiat	8.500	2. Îndepărtare zgură - temperatura băii: 1650°C - durata: 10 minute	○		- NiO 85 %	300										
- FeCr 53 % Cr, 7,2 % C, 3 % Si	10.500				- Oxigen	1.240										
- Fe Ni, 23 % Ni	7.000	3. Evacuare - temperatura băii: 1650°C - durata: 5 minute	○		- Fe Si 75 % - deșeuri V_2A - var	490 2000 1.800										
- NiO, 85 % Ni	550				- fluorină	250										
- Fe Mn 76 % Mn, 7,5 % C	300	4. Transport și pregătire instalație VOD - temperatura băii: 1600°C - durata: 15 minute		△	- Si Mn	130										
- Var	4.000				- Total oțel lichid turnat	62.150										
Total	66 850	5. Rafinare în vid - temperatura băii: 1550-1685°C - durata: 80 minute		△									33,2	18,3	8,5	2,15
		6. Dezoxidare, desulfurare, aliere - durata: 10 minute		△												
		7. Tratare în vid durata: 15 minute		△												
		8. Corecția compoziției și reglarea temperaturii temperatura băii: 1550-1585°C durata: 30 minute		△			0,017	0,33	1,43	0,006	17,69	9,33	1,2	61,6	21,6	2,85
		Analiza finală					0,022	0,37	1,58	0,004	17,67	9,29				
		Analiza prescrisă					< 0,04	0,2 - 0,5	1,40 - 1,90	< 0,02	17,20 - 18,00	9,0 - 9,5				

din oțel realiat, se topește într-un cuptor cu arc electric, din care rezultă un aliaj brut cu peste 1,5% C, 18—20% Cr și 8—10% Ni, cu o temperatură de 1 650—1 660°C. După evacuarea în oala de turnare, aliajul lichid este tratat pentru dezoxidare și decarburare în instalația VOD, în care se obține un oțel cu conținuturi foarte reduse de carbon (< 0,03%), oxigen (60—80 ppm), sulf (< 0,004%) și incluziuni nemetalice.

În tabelul 6 se prezintă succesiunea fazelor de elaborare a oțelului inoxidabil X5CrNi18.9 în cuptor cu arc electric și instalație VOD; la uzina Witten a companiei Thyssen Edelstahlwerke AG (R.F.G.).

Există în prezent tehnologii combinate VAD-VOD, puse la punct de firmele Standard-Messo, Edelstahlwerke AG (R.F.G.) și FINKL (S.U.A.), care permit obținerea de oțeluri cu conținuturi joase de oxigen, hidrogen, azot și incluziuni nemetalice, precum și realizarea unor compoziții chimice foarte precise, efecte însoțite de o mare omogenitate și puritate a lingourilor de oțel.

Perspective importante se întrevăd și în ceea ce privește elaborarea oțelurilor anticorosive în cuptoarele cu plasmă, o tehnologie neconvențională în care s-au obținut rezultate remarcabile în R.D.G., U.R.S.S. și Japonia. În R.D.G., la Freital, s-au dat în exploatare în perioada 1972—1977 cuptoare cu plasmă de 10 și 30 t, echipate cu patru arzătoare laterale de plasmă, cu un grad înalt de automatizare, inclusiv echipate cu calculatoare electronice de proces. Aceste cuptoare se utilizează pentru obținerea unei game largi de oțeluri Cr—Ni, Cr—Ni—Mo, Cr—Mo—Ti, din clasa oțelurilor anticorosive și refractare, precum și alte clase de oțeluri, de exemplu oțeluri de construcție, rapide și superaliaje pe bază de nichel.

Folosirea cuptoarelor cu plasmă în metalurgia oțelului oferă avantaje tehnico-economice deosebite:

— concentrarea bună a căldurii în încărcătură, cu realizarea de temperaturi foarte înalte în zona arcului de plasmă (15 000 — 30 000 K), ceea ce determină viteze de topire de circa 3 ori mai mari decît în cazul cuptoarelor convenționale cu arc, cu creșterea în consecință a randamentului de producție al acestor agregate metalurgice;

— solicitarea mai redusă a căptușelii refractare a cuptorului datorită concentrării căldurii în încărcătură și micșorării radiației calorice spre bolta și pereții cuptorului;

— datorită lucrului în atmosferă de gaz inert (Ar, N_2) se înregistrează pierderi foarte mici de elemente de aliere (asimilare 97—100%), ceea ce se soldează cu reducerea consumurilor de feroaliaje deficitare, procurate din import;

— absența electrozilor de grafit permite obținerea de oțeluri cu conținuturi foarte scăzute de carbon (< 0,03%);

— cuptorul cu plasmă este mai puțin poluant decît cuptorul cu arc electric, atît în ceea ce privește emisia de praf, cît și zgomotul; în privința poluării sonore se menționează că nivelul maxim al intensității sonore nu depășește la cuptorul cu plasmă 80 dB, în timp ce la cuptorul cu arc acesta poate atinge, în anumite perioade, 95—110 dB.

Pentru asigurarea economiei naționale cu oțelurile inoxidabile și refractare de mare performanță, necesare ramurilor de vîrf, se impune continuarea activității de cercetare științifică și inginerie tehnologică pentru asimilarea procedeelor și utilajelor necesare la nivelul celor mai bune realizări pe plan mondial.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 5, 1984

Studierea procedeelor de îmbogăţire a şlamurilor de cărbuni în scopul îmbunătăţirii aglutinării acestora, p. 6 — Eficienţa metodei de mărunţire selectivă a încărcăturii de cărbuni, p. 7 — Clasificarea cărbunilor obişnuiţi în condiţiile lărgirii bazei de materii prime pentru cocsificare, p. 9 — Capacitatea de absorbţie a umidităţii de către cocs, p. 12 — Studierea dinamicii formării unui reziduu solid şi a degajării produselor gazoase la cocsificarea cărbunilor brichete, p. 15 — Microstructura cocsului brichete din lignină obţinută prin hidroliză, p. 18 — O schemă tehnologică de captare a produselor chimice de la cocsificare, p. 20 — Problemele industriale ale secţiei de prelucrare a gudronului, p. 25 — Experienţa funcţionării răcitoarelor primare de gaze cu ţevi orizontale, p. 32 — Elaborarea şi rezultatele aplicării experimentale a normativelor producţiei nete în producţia cocsochimică, p. 37 — Aplicarea lucrărilor Ghiprokoks în domeniul mecanizării şi automatizării proceselor tehnologice. Îmbunătăţirea siguranţei de funcţionare a acestora, p. 42.

Stal, U.R.S.S., nr. 5, 1984

Particularităţile creării unei tehnologii fără deşeuri de prelucrare a minereului de fier în principalele întreprinderi metalurgice ale ramurii, p. 5 — Oxidarea secundară a peletelor metalizate, la încălzire şi răcire, p. 8 — Aprecierea repartizării curentului de gaze în furnal, p. 10 — Sistem de control automat al nivelului masei topite în creuzetul furnalului, p. 12 — Eficienţa procesului de elaborare continuă a oţelului, p. 14 — Reducerea consumului de aliaje cu conţinut de mangan la elaborarea oţelului, p. 17 — Îmbunătăţirea tehnologiei de fabricaţie a ţevilor din oţel, p. 19 — Regim optim de răcire secundară a semifabricatelor mari turnate semicontinuu, p. 21 — Arzătoare pentru prelucrarea topiturilor cu amestec de gaze la temperaturi înalte, p. 23 — Tehnologie de economisire a energiei la exploatarea cuptoarelor electrice cu elemente de răcire a căptuşelii p. 25 — Consumul de energie în procesele de elaborare a oţelului, p. 27 — Perfecţionarea tehnologiei de turnare a aliajelor înalt aliate, p. 28 — Defosforarea oţelurilor de construcţie la retopirea deşeurilor aliate, p. 29 — Îmbunătăţirea tehnologiei de elaborare a oţelurilor de construcţie, pentru rulmenţi şi a altor mărci de convertizoare de 100 t, p. 30 — Arderea minereului de crom în cuptor tubular rotativ, p. 32 — Laminarea pe mai multe fire a semifabricatelor pentru profile, din sleburi turnate continuu, p. 35 — Capacitatea de laminare a benzilor sudate pe maşini cu comandă program, p. 37 — Stabilizarea întinderii benzilor între grupele de caje ale laminorului de profile uşoare, p. 40 — Determinarea diferenţei de grosime transversală la benzile laminate la cald, p. 41 — Particularităţile formării arsurilor şi ale decapării laminatelor din oţeluri cu conţinut ridicat de carbon, p. 43 — Perfecţionarea sculelor de la utilajele de strunjire, p. 44 — Influenţa adaosurilor antimicrobiene de stabilizare asupra modificării proprietăţilor emulsiilor pentru laminarea la rece, p. 45 — Mărirea etanşeităţii îmbinărilor cu filet la ţevile OTTG şi TBO-5, p. 48 — Controlul automatizat al preciziei ţevilor la laminoarele în pas de pelerin, p. 49 — Precizia benzii netezite la aplicarea degroşărilor laterale, p. 51 — Experienţa executării sîrmei zincate de înaltă rezistenţă, p. 53 — Proprietăţile mecanice ale oţelului 20 G2P pentru refularea la rece, p. 55 — Optimizarea regimului de tratament termic al unui nou oţel beton, p. 58 — Durificarea ţevilor sudate prin tratament termomecanic, p. 61 — Tehnologia de fabricaţie a oţelurilor trase la rece pentru rulmenţi, cu recoacere dublă, p. 63 — Tehnologia de fabricaţie şi calitatea oţelului 28H2MFBD pentru utilajele de la zăcămintele care conţin sulf şi hidrogen, p. 65 — Normarea proprietăţilor mecanice ale şinelor de cale ferată la încercarea probelor transversale, p. 68 — Influenţa presiunii asupra comprimării în cazul presării pulberilor de fier şi a oţelului 40H şi 10R6MS, p. 71 — Determinarea eficienţei economice comparative a măsurilor cu privire la protecţia atmosferei împotriva emanaţiilor nocive ale industriei siderurgice, p. 73 — Perfecţionarea bazei normative de planificare evidenţă şi calcul ale costului producţiei, p. 75 — Prognozarea structurii producţiei siderurgice din ţările socialiste, p. 77 — Situaţia şi perspectivele dezvoltării parcului de cuptoare din uzinele siderurgice, p. 81 — Influenţa tratamentului termic asupra calităţii oţelurilor pentru tablă de autoturisme, p. 84 — Efectul energetic al înlocuirii parţiale a energiei electrice cu combustibil în cuptoare electrice cu arc pentru elaborarea oţelului, p. 87.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 14, 1984

Referat asupra Sesiunii anuale 1984 a firmei Eisenhütte Südwest, p. 639 — Influenţa temperaturii de înfăşurare asupra desţunderizării benzii la cald din oţel de ambutisare, p. 645 — Răcirea cilindrilor asistată de calculator la un laminor la rece reversibil pentru tablă electrotehnică, p. 651 — Tensiunile interne la laminarea finisoare a suprafeţelor, p. 657 — Experienţa a cinci ani de fabricare a şinelor din semifabricate turnate continuu, p. 661 — Studii de medicină asupra îmbolnăvirilor provocate de prafurile cu conţinut de Cr—Ni la prelucrarea oţelurilor speciale, p. 667 — Posibilităţile de recuperare a energiei în industria siderurgică, p. 671 — Expetienţe de producţie cu sistemul de comandă a procesului şi de optimizare pentru furnalul din Schwelgern, p. 679 — A 6-a sesiune a SLN asupra elaborării oţelului inoxidabil, p. 683 — Bong Mining Company, o societate de minereu de fier din Liberia, p. 685.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 15, 1984

Deficitul american — cauzele şi efectele asupra economiei mondiale, p. 701 — Turbina de detentă de la furnalul din Schwelgern, p. 705 — Introducerea tehnicii moderne de comandă la instalaţia HyL III de reducere directă de la Sicartna — Mexic, p. 711 — Elaborarea oţelului în cuptorul electric cu arc cu poluarea redusă a mediului — proiectarea, construirea şi funcţionarea oţelăriei electrice din Bochum a firmei Krupp Stahl AG, p. 719 — Stadiul şi metalurgia procedeului de retopire electrică sub zgură, p. 727 — Posibilităţile aprecierii siguranţei îmbinărilor sudate, p. 737 — Dezvolatrea producţiei şi capacităţii de oţel brut a S.U.A. în ultimii 10 ani, p. 745.

Giesserei, R.F.G., nr. 10, 1984

Materiale şi maşini de formare şi controlul materialelor de formare pentru optimizarea compactării prin impuls, p. 381 — Procedeul de fabricare a miezurilor cu SO_2 — stadiul tehnologic, bilanţul intermediar şi dezvoltarea în viitor, p. 393 — Influenţa procedeelor moderne de formare a lianţilor asupra suprafeţei modelelor, p. 409 — Sinteză bibliografică anuală asupra materialelor refractare de construcţie, p. 414.

Giesserei, R.F.G., nr. 11, 1984

Al 51-lea Congres Internaţional de Turnătorie, 1984, Lisabona, p. 429 — Utilizarea roboţilor în turnătorii, exemple din practică, p. 429 — Construirea sistemelor logistice de informare pentru integrarea detectării defectelor pieselor turnate în circuitul de reglare al întreprinderii, p. 440 — Proprietăţile pieselor turnate din alamă în cochile, p. 448 — Sinteză bibliografică anuală asupra cubilourilor, p. 451.

Giesserei, R.F.G., nr. 13/14, 1984

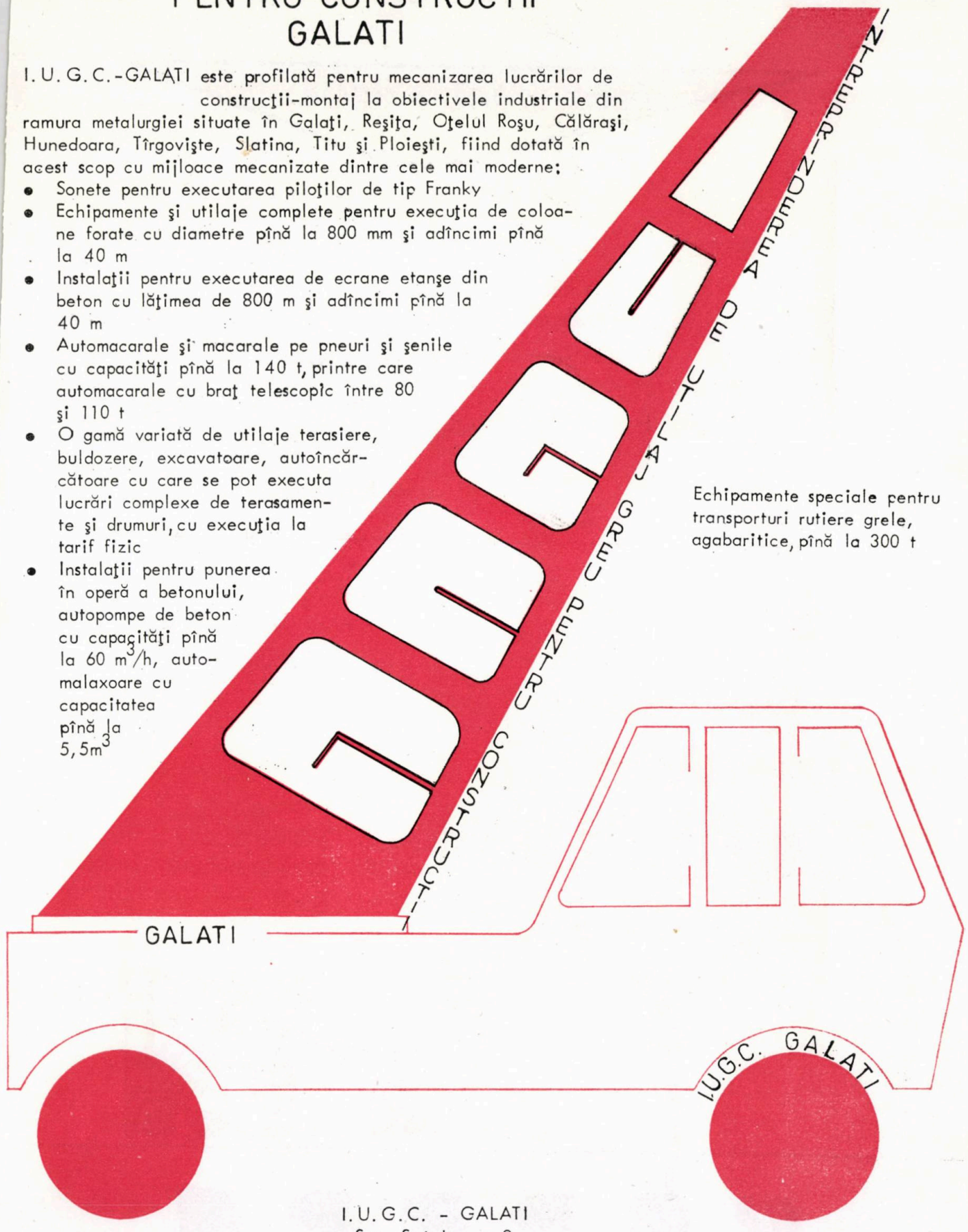
Decizii de investiţii în turnătoriile de fontă, p. 502 — Studii asupra sensibilităţii la umezeală a pieselor formate cu liant de răşină sintetică, p. 514 — Exemplul unei mecanizări integrate a atelierelor de formare şi curăţare pe baza unei combinaţii moderne de despachetare-răcire-curăţare, p. 523 — Dezvoltarea şi perfecţionarea maşinilor de turnare sub presiune, p. 531 — Un batiu de presă de 160 t „record mondial" pentru fonta cu grafit nodular, p. 537 — Bucşe bimetalice turnate centrifugal, pentru motoare Diesel, p. 548 — Sinteză bibliografică anuală asupra mecanizării fabricaţiei de forme şi miezuri, p. 561.

INTREPRINDEREA DE UTILAJ GREU PENTRU CONSTRUCTII GALATI

I. U. G. C. - GALAŢI este profilată pentru mecanizarea lucrărilor de construcţii-montaj la obiectivele industriale din ramura metalurgiei situate în Galaţi, Reşiţa, Oţelul Roşu, Călăraşi, Hunedoara, Tîrgovişte, Slatina, Titu şi Ploieşti, fiind dotată în acest scop cu mijloace mecanizate dintre cele mai moderne:

- Sonete pentru executarea piloţilor de tip Franky
- Echipamente şi utilaje complete pentru execuţia de coloane forate cu diametre pînă la 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- Instalaţii pentru executarea de ecrane etanşe din beton cu lăţimea de 800 m şi adîncimi pînă la 40 m
- Automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacităţi pînă la 140 t, printre care automacarale cu braţ telescopic între 80 şi 110 t
- O gamă variată de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare cu care se pot executa lucrări complexe de terasamente şi drumuri, cu execuţia la tarif fizic
- Instalaţii pentru punerea în operă a betonului, autopompe de beton cu capacităţi pînă la 60 m^3/h, automalaxoare cu capacitatea pînă la 5,5 m^3

Echipamente speciale pentru transporturi rutiere grele, agabaritice, pînă la 300 t



I. U. G. C. - GALAŢI
Sos. Smîrdan nr. 2
Telefon 30031

Centrul de Cercetari și Proiectari pentru Fabricație Produse Siderurgice Hunedoara

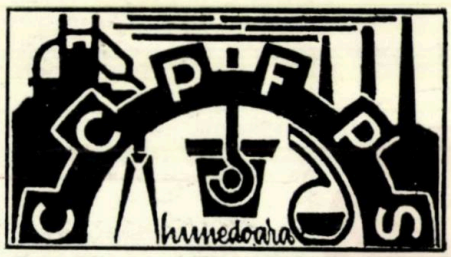
Execută pe bază de comenzi:

1985 AUG 2 2

— studii și lucrări de cercetare

— proiecte și documentații tehnice de execuție

— analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate



C C P F P S

— HUNEDOARA —

F 3280

1985 JUN 19

Kohászat

METALURGIA

12

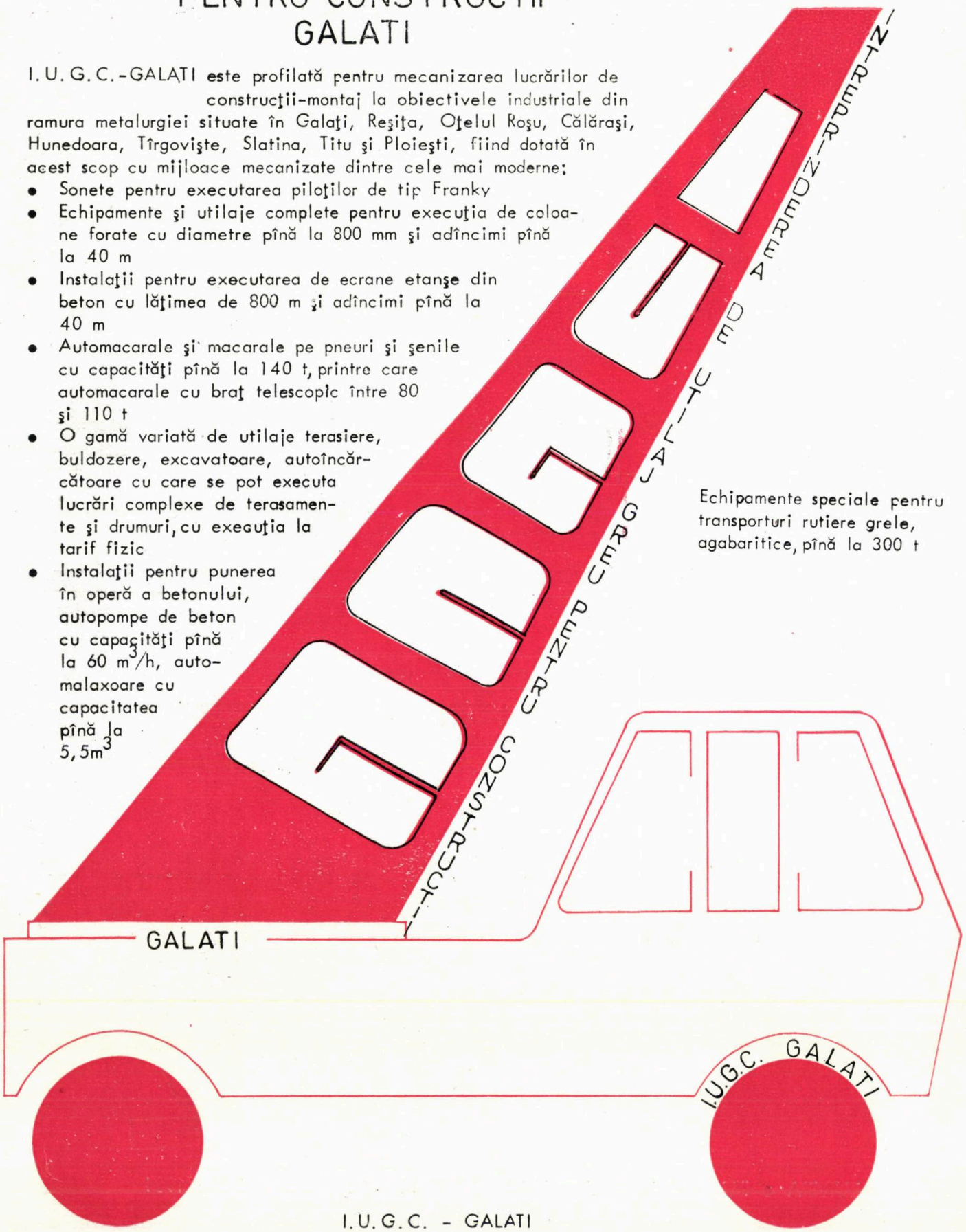
METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXVI • NR. 12 • DECEMBRIE 1984

INTREPRINDEREA DE UTILAJ GREU PENTRU CONSTRUCTII GALATI

I.U.G.C.-GALAŢI este profilată pentru mecanizarea lucrărilor de construcţii-montaj la obiectivele industriale din ramura metalurgiei situate în Galaţi, Reşiţa, Oţelul Roşu, Călăraşi, Hunedoara, Tîrgovişte, Slatina, Titu şi Ploieşti, fiind dotată în acest scop cu mijloace mecanizate dintre cele mai moderne:

- Sonete pentru executarea piloţilor de tip Franky
- Echipamente şi utilaje complete pentru execuţia de coloane forate cu diametre pînă la 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- Instalaţii pentru executarea de ecrane etanşe din beton cu lăţimea de 800 m şi adîncimi pînă la 40 m
- Automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacităţi pînă la 140 t, printre care automacarale cu braţ telescopic între 80 şi 110 t
- O gamă variată de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare cu care se pot executa lucrări complexe de terasamente şi drumuri, cu execuţia la tarif fizic
- Instalaţii pentru punerea în operă a betonului, autopompe de beton cu capacităţi pînă la 60 m^3/h, automalaxoare cu capacitatea pînă la 5,5 m^3

Echipamente speciale pentru transporturi rutiere grele, agabaritice, pînă la 300 t



I.U.G.C. - GALATI
Sos. Smîrdan nr. 2
Telefon 30031

METALURGIA

Anul 36 Nr. 12 Decembrie 1984

CUPRINS

Oprea, Fl., Paraschiv, I. şi *Poduţ, D.* : **Extragerea bismutului din soluţiile de la prelucrarea hidrometalurgică a concentratelor cuprobismutifere** 621

Colan, H. : **Cercetări privind unele materiale şi produse noi obţinute prin metalurgia pulberilor** 625

Corici, C. : **Contribuţii la stabilirea unei tehnologii optime de prelucrare a materialelor refolosibile din plumb în R.S. România** 629

Perescu, N., Ganovici, Lucia şi *Briţchi, Mirela* : **Progrese în rafinarea electrolitică a cuprului prin folosirea electroliţilor organici şi prin purificarea electrolitului din electroliza convenţională** 636

Teodorescu, M. : **Corelaţia între structură, caracteristicile mecanice şi prelucrabilitatea la unele oţeluri carbon şi aliate în vederea reducerii consumului de materiale şi energie la prelucrare** 640

Şontea, S., Băltănoiu, M. şi *Bivolaru, I.* : **Contribuţii la utilizarea pulberilor indigene pentru fabricaţia de piese sinterizate în industriile de maşini-unelte şi electrotehnică** 646

Strugari, Fl., Banu, Şt. şi *Ionescu, M.* : **Studii şi cercetări experimentale privind creşterea randamentului de înlocuire a cocsului prin injectarea gazului metan la gurile de vînt ale furnalelor** 650

Landes, V. S., Avram, C., Constantinescu, D., Harbuz, L., Vasiliu, M., Ciocan, N., Ene, G., Pruteanu, C. şi *Vasile, I.* : **Contribuţii privind realizarea elicelor navale din oţel inoxidabil austenitic** 654

Şaban, R. şi *Suciu, M. V.* : **Cercetări experimentale privind mărimea şi distribuţia carburilor la deformarea plastică a unui oţel rapid cu conţinut scăzut de elemente de aliere** 658

Ştefănescu, Fl., Sofroni, L. şi *Bratu, C.* : **Cercetări experimentale privind dirijarea procesului de solidificare a aliajelor prin modificarea proprietăţilor termofizice ale amestecurilor de formare** 662

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Pumnea, C. şi *Niculescu, T.* : **Tehnologii neconvenţionale de acoperire metalică prin pulverizare catodică (I)** 665

REVISTA REVISTELOR 667, 672

COLEGIUL DE REDACȚIE

NECULAI AGACHI, PIA BĂLU, GHEORGHE BUJGOI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, TRAIAN DUMITRESCU, MIHAIL ENACHE, SUZANA GĂDEA, CONSTANTIN IONESCU, PETRE MARCU, ION MOLDOVAN, MIHAI NICULESCU, IULIU OVESEA, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, LAURENTIE SOFRONI — președintele colegiului, CORNEL STĂNESCU, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU, CORNELIU VELINCOV, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament : lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Intreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

I.P. „Informația" — c. 2617

CONTENTS

DC : 669.053.4 : 669.2/.8

Oprea, Fl., Paraschiv, I. and *Poduț, D.* : **The extraction of bismuth out of the solutions coming from the hidrometallurgical processing of copper-bismuth concentrates**

The paper presents the results of the researches on the solidification of bismuth contained in poor copper-bismuth concentrates. On the basis of the researches carried out on an industrial installation which obtain a 92—98 % purity bismuth has been developed. The technological process is based on a selective solubilization of concentrates in H_2SO_4, NaCl and HNO_3, followed by the hydrolysis of bismuth oxychloride and its reduction. Furthermore, the authors present the results of the researches carried out with a view to purifying the bismuth oxychloride, in order to directly obtaining a high purity bismuth, thus eliminating its refining with gaseous chlorine.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 621—624

DC : 621.762

Colan, H. : **Researches on new materials and products obtained by powder metallurgy**

The paper presents the successes obtained in the powder metallurgy field. By turning raw materials and materials to better account, raw material and energy rate was reduced.

The author analyses the economic efficiency obtained by applying new technologies.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 225—628

DC : 669.054.8 : 669.4

Corîci, C. : **Contributions to the determination of an optimum processing technology of lead recovered materials**

The author presents the present technologies used in Romania and abroad for metallurgical processing of lead recovered materials, by mentioning the preparation methods in dense media, as well as the melting methods in electric furnaces, in reverberating furnaces or in shaft furnaces and in electrolytical extraction of lead from scrap accumulators.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 629—635

DC 541.135 : 669.3

Petrescu, N., Ganovici, Lucia and *Brițchi, Mirela* : **Progress in copper electrolytical refining by the use of organic electrolytes and by the electrolyte purification used in conventional electrolysis**

The paper deals with researches on copper refining electrolysis, carried out on a new type of electrolyte, which contains organic nitriles, when monovalent copper ions are stabilized in the solution.

The authors present the influence of the concentration of copper monovalent ions existing in the electrolytes as well as the influence of the current density on the electrolysis process. The researches concentrated their attention on the conventional electrolysis, by studying a method of purifying the electrolyte with stannic acid, in order to reduce the Sb, As and Bi contents.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 636—639

CD : 669.14

Teodorescu, M. : **Correlation between structure and mechanical characteristics in some carbon and alloy steels with a view to reducing materials and energy rate during processing**

The paper presents the results carried out in order to establish the correlation between mechanical characteristics and microstructure, on one hand, and wear, quality of surface and the amplitude of processing forces by splintering, on the other hand.

The conclusions reached thereby are relevant for reducing tool material consumption as well as the energy rate required in mechanical processing.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 640—645

CD : 621.762

Șontea. S., Băltănoiu, M. and *Bivolaru, I.* : **Contributions to the use of Romanian powders for manufacturing sintered parts in machine-tool and electrotechnical industries**

The authors present the results of the researches carried out in the powder metallurgy field for machine-tool and electrotechnical industries. The authors study the possibility of substituting graphite—Cu—Sn alloys by graphite—Fe—Cu alloys for the manufacturing of electrical contacts, autolubrication bearings and of magnetic cores for electric measuring instruments. The use of graphite—Fe—Cu alloys ensures a good autolubrication and reliability, with a lower cost of 60 %, thereby eliminating the Sn imports.

Metalurgia 36 (1984), nr.12, p. 646—649

DC : 669.162.2.004.15

Strugari, Fl., Banu, Șt. and *Ionescu, M.* : **Experimental studies and researches on the increase of coke substitution rate by natural gas injection through blast furnace tuyeres**

The paper presents the results of the industrial experiments carried out with a view to increasing the coke substitution rate by natural gas.

As a results of the application of different processes, the authors adopted the introduction of natural gas through a 35° sloped lance with a 25,4 mm diameter. This method contributed to the reduction of coke rate by 20 kg/t.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 650—653

DC : 621.81 : 669.14.018.8

Landes, V., Avram, C., Constantinescu, D., Harbuz, L., Vasiliu, M., Ciocan, N., Ene, G., Pruteanu, C. and *Vasile, I.* : **Contributions to the manufacturing of austenitic stainless steel propellers**

The paper presents the results of the researches on the casting process of austenitic stainless steel ship propellers.

The paper reviews steelmaking, casting, gunning and heat treatment process.

The authors present also the casting flaws which may appear and the possibility of repairing them by a welding process.

The authors reach the conclusion that the studied austenitic stainless steel may be used to manufacture propellers for ships, by substituting, when possible, copper—based alloys, thereby obtaining considerable savings.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 654—657

DC : 539.374 :664.14.018.252.3

Șaban, R. and *Suciu, M. V.* : **Experimental researches on the carbide size and distribution in the plastic deformation of a low alloyed rapid steel**

The paper presents the results of the experimental researches carried out on a low alloyed rapid steel from the point of view of cast and forged carbide size and distribution for different deformation degrees.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 658—661

DC : 621.746.628 : 621,742.4

Ștefănescu, L., Sofroni, L. and *Bratu, C.* : **Experimental researches on the alloy solidification process control by modifying thermophysical properties of moulding sands**

The paper deals with the possibility of substituting external monoblock coolers by semimetallic sands with a high accumulation capacity of heat.

The authors present the experimental methods which had been used and the results which had been obtained. They present a series of correlations between the analysed parameters as well as a nomogram which allows to determine rapidly the necessary type of sand and its thickness, according to the geometric characteristics of the thermal knots.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 662—664

DC : 621.793.71

Pumnea, C. and *Niculescu, T.* : **Nonconventional technologies of metal coating by cathodic spraying (I)**

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 665—670

INHALT

DK : 669.053.4 : 669.2/8

Oprea, Fl., Paraschiv, I. und *Poduț, D.* : **Die Wismutgewinnung aus den Lösungen von der hydrometallurgischen Verarbeitung der Kupfer-Wismut-Eisen-Konzentrate.**

Die Arbeit beschreibt die Forschungsergebnisse, die unternommen wurden bezüglich der Wismuterstarrung in Kupfer-Wismut-Eisenkonzentraten. Auf Grund dieser Ergebnisse wurde eine Betriebsanlage erarbeitet, welche Wismut mit einem Reinheitsgrad bis zu 92—98 % erzeugt. Das Arbeitsverfahren beruht auf der selektiven Laugung der Konzentrate durch H_2SO_4, NaCl und HNO_3, sowie auf der nachträglichen Hydrolyse und Reduktion des Wismutoxychlorids, für die direkte Erzeugung von Wismut mit hohem Reinheitsgrad, wodurch dessen Bereinigung mit gasförmigem Chlor wegfällt.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 621—624

DK : 621.762

Colan, H. : **Studien über die durch pulvermetallurgische Verfahren hergestellten Werkstoffe und Erzeugnisse**

Der vorliegende Artikel behandelt die durch die Pluvermetallurgie erzielten Ergebnisse, durch dessen Anwendung die Roh- und Werkstoffe besser verwertet und der Werkstoff- und Energieverbrauch gesenkt wurde.

Es wird die Wirtschaftlichkeit der neuen Technologien analysiert.

Metalurgia 36(1984), nr. 12, p. 625—628

DK : 669.054.8 : 669.4

Corici, C. : **Beiträge zur Erarbeitung optimaler Verfahren für die Wiederverwendung von Blei in der S. R. Rumänien**

Es weden neue, heute im In- und Ausland angewandte Verfahren für die Wiederverwendung von Blei besprochen und die Vorbereitungsmethoden in dichten Mitteln beschrieben sowie die elektrolytische Bleigewinnung aus Akkumulatorenabfällen und die Schmelzverfahren in elektrischen Öfen, Flammöfen oder Schachtöfen angeführt.

Metalurgia 36(1984), nr. 12, p. 629—635

DK : 541.135 : 669.3

Petrescu, N., Ganovici, Lucia und *Briţchi, Mirela* : **Fortschritte in der elektrolytischen Raffination des Kupfers durch die Anwendung organischer Elektrolyte und durch die Reinigung des bei der herkömmlichen Elektrolyse angewandten Elektrolyts**

Die Arbeit befasst sich mit den Forschungen im Bereich der Kupferraffinationselektrolyse mit einem neuartigen Elektrolyt mit organischem Nitrilgehalt bei monovalenten in der Lösung stabilisierten Kupferionen. Es wurde der Einfluss der Konzentration der monovalenten Kupferionen im Elektrolyt und der Einfluss der Stromdichte auf die Elektrolyse verfolgt. Zugleich wurde die herkömmliche Elektrolyse, studiert und zwar eine Reinigungsmethode des Elektrolyts, um mit Hilfe von β-stanischer Säure den Gehalt an Sb, As und Bi zu vermindern.

Metalurgia 36(1984), nr. 12, p. 636—639

DK : 669.14

Teodorescu, M. : **Der Zusammenhang zwischen der Struktur, den mechanischen Eigenschaften und der Verarbeitungsfähigkeit einiger Kohlenstoff- und legierter Stähle hinsichtlich der Werkstoff- und Energieeinsparung bei ihrer Verarbeitung**

Der Artikel berichtet über die Ergebnisse der Erforschung der Verbindung zwischen den mechanischen Eigenschaften und das Mikrogefüge einerseits und dem Verschleiss, der Oberflächengüte und die verwendete Kraftgrösse bei der Zerspanung andererseits.

Die Schlussfolgerungen sind wichtig mit Bezug auf die Verminderung des Werkzeugwerkstoffverbrauchs sowie auf die Energiesparung bei der mechanischen Verarbeitung.

Metalurgia 36(1984), nr. 12, p. 640—645

DK : 621.762.4

Şontea, S., Bălănoiu, M. und *Bivolaru, I.* : **Beiträge zur Verwendung von inländischen Pulvern für die Herstellung von gesinterten Werkstücken für die Werkzeugmaschinen- und Elektroindustrie**

Es werden die Ergebnisse angeführt über die im Bereich der Pulvermetallurgie durchgeführten Forschungen, hinsichtlich ihrer Anwendung in der Werkzeugmaschinen- und Elektroindustrie.

Man hat die Möglichkeiten studiert über die Ersetzung von Cu-Sn-Graphitlegierungen mit Fe-Cu-Graphitlegierungen für die Herstellung von elektrischen Kontakten, von Lagern mit Selbstölung und von magnetischen Kernen für elektrische Messgeräte. Die Verwendung der Fe-Cu-Graphitlegierungen sichert eine entsprechende Selbstölung und Dauerfestigkeit, und 60 % niedrigere Preise, und schaltet den Sn-Import aus.

Metalurgia 36(1984), nr. 12, p. 646—649

DK : 669.162.2.004.15

Strugari, Fl., Banu, Şt. und *Ionescu, M.* : **Experimentelle Studien und Forschungen über die Steigerung der Ersetzungsleistung von Koks durch Methangaseinführung durch die Windöffnungen der Hochöfen**

Dieser Artikel gibt die Ergebnisse der Betriebsversuche an hinsichtlich der Erhöhung des Ersetzungsverhältnisses des Kokses durch Methangas. Infolge mehrerer durchgeführten Versuche hat man sich auf die Anwendung einer Lanze mit 25,4 mm Durchmesser entschieden, die in einer 35° winkligen Stellung liegt, wodurch der spezifische Koksverbrauch um 20 kg/t vermindert wurde.

Metalurgia 36(1984), nr. 12, p. 650—653

DK : 621.81 : 668.14.018.8

Landes, V., Avram, C., Constantinescu, D., Harbuz, L., Vasiliu, M., Ciocan, N., Ene, G., Pruteanu, C. und Vasile, I. : **Beiträge zur Herstellung von Schiffschrauben aus austenitischem, rostfreiem Stahl**

Der Artikel berichtet über das Studium und die Ergebnisse des Schiffschraubengiessens aus nichtrostendem Stahl. Es werden sowohl die Stahlherstellung, das Giessen, die Sandbestrahlung und die Wärmebehandlung besprochen. Es werden sowohl die Gussfehler beschrieben, die durch Schweissen behoben werden können.

Man ist zur Schlussfolgerung gelangt, dass die erforschten austenitischen, rostfreien Stähle zur Schraubenherstellung von Ozeanschiffen verwendet werden können und dass sie stellenweise die Kupferlegierungen ersetzen können, wodurch grosse Ersparnisse erzielt werden können.

Metalurgia 36(1984), nr. 12, p. 654—657

DK : 539.374 :669.14.018.252.3

Şaban, R. und *Suciu, M.V.* : **Experimentelle Studien bezüglich der Grösse und der Verteilung von Karbiden bei der plastischen Verformung eines Schnellarbeitsstahles mit niedrigem Legierungselementengehalt**

Die Arbeit stellt die Ergebnisse der Experimentalstudien vor, die anhand einer Schnellarbeitsstahlsorte mit niedrigem Legierungselementengehalt erarbeitet wurden, beim Studium der Grösse und der Verteilung von gegossenen und geschmiedeten Karbiden mit verschiedenen Verformungsgraden.

Metalurgia 36(1984), nr. 12, p. 658—661

DK : 621.746.268 : 621.742.4

Ştefănescu, L., Sofroni, L. und *Bratu, C.* : **Experimentelle Forschungen über die Führung des Erstarrungsprozesses der Legierungen durch die Veränderung der thermophysischen Formmasseneigenschaften**

Der Artikel behandelt die Ersetzungsmöglichkeiten der einstückigen Aussenkühler durch halbmetallische Gemische mit grosser Hitzespeicherungsfähigkeit.

Es werden die angewandten Experimentalmethoden und die damit erzielten Ergebnisse angeführt sowie eine Reihe von Wechselbeziehungen zwischen den studierten Parametern und ein Nomogramm aufgestellt, welches die schnelle Bestimmung der notwendigen Gemischart und dessen Dicke in bezug auf die geometrischen Eigenschaften der thermischen Knotenpunkte ermöglicht.

Metalurgia 36(1984), nr. 12, pi 662—664

DK : 621.793.71.

Pumnea, C. und *Niculescu, T.* : **Nichtklassische Metallbeschichtungstechnologien durch kathodische Zerstäubung (I)**

Metalurgia 36(1984), nr. 12, p. 665—670

SOMMAIRE

CD : 669.053.4 : 669.2/.8

Oprea, Fl., Paraschiv, I. et *Poduţ, D.* : **L'extraction du bismuth des solutions qui proviennent du traitement hydrométallurgique des concentrés cuivre-bismuthiferres**

On présente les résultats des recherches concernant la solidification du bismuth dans les concentrés cuivre-bismuthiferreţs pauvres. A partir des recherches effectuées on a réalisé une nstallation industrielle qui assure l'obtention du bismuth ayant une pureté de 92—98%. La méthode technologique s'appuie sur la solubilisation sélective des concentrés en présence de H_2SO_4, $NaCl_3$et HNO_3 suivie par l'hydrolyse de l'oxychlorure de bismuth et par son réduction. Le travail présente aussi les résultats des recherches effectuées en vue de purifier l'oxychlorure de bismuth pour l'obtention directe du bismuth d e haute pureté, en éliminant ainsi son raffinage par chlore gazeux.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p.621—624

CD : 621.762

Colan, H. : **Recherches concernant les nouveaux matériaux et produits obtenus par la métallurgie des poudres**

L'article présente les réalisations obtenues dans la métallurgie des poudres. Une meilleure valorisation des matières premières réduit les consommations de matières premières et d'énergie.

On souligne l'efficacité économique réalisée par l'application de certaines technologies nouvelles.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 625—628

CD : 669./054.8 : 669.4

Corici, C. : **Contributions à la détermination d'une technologie optimale d'usinage des matériaux de plomb réutilisés**

On présente les technologies actuelles appliquées en R.S.R. et à l'étranger pour le traitement métallurgique des matériaux de plomb réutilisés. On fait des considérations concernant les méthodes de préparation en milieux denses et les méthodes de fusion dans les fours électriques, les fours à réverbération ou les fours à cuve de même qu'à l'extraction électrolytique du plomb des déchets d'accumulateurs.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 629—635

CD : 541.135 : 669.3

Petrescu, N., Ganovici, Lucia et Briţchi, Mirela : **Progrès dans le raffinage électrolytique du cuivre par l'emploi des électrolytes et par la purification de l'electrolyte utilisé dans l'électrolyse conventionelle**

L'ouvrage présente les recherches sur l'électrolyse de raffinage du cuivre, éffectuée à l'aide d'un nouvel électrolyte contenant des nitriles organiques, lorsque les ions de cuivre monovalents sont stabilisés en solutions. On a accordé une attention toute particulière à l'influence de la concentration des ions monovalents de cuivre de l'électrolyte et de la densité du courant sur le processus d'électrolyse.

Les chercheurs ont également étudié l'électrolyse conventionnelle, tout en étudiant une méthode de purification de l'électrolyte par l'acide stannique afin de réduire le contenu de Sb, As et de Bi.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 636—639

CD : 669.14

Teodorescu, M. : **La corrélation entre la structure, les caractéristiques mécaniques, les traitements de certains aciers carbon et alliés pour réduire la consommation de matériaux et d'énergie pendant le traitement**

On présente les résultats des recherches pour établir les corrélations entre les propriétés mécaniques et la microstructure, d'une part, et l'usure, la qualité des surfaces et la valeur des forces d'usinage par enlèvement des copeaux, d'autre part.

Les conclusions ont une grande importance pour la réduction de la consommation de matériaux pour outils de même que de l'énergie pour les traitements mécaniques.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 640—645

CD : 621.762.4

Şontea, S., Băltănoiu, M. et *Bivolaru, I.* : **Contributions à l'utilisation des poudres indigènes pour fabriquer des pièces sintérisées dans les industries de machines-outils et électrotechnique**

On présente les résultats des recherches effectuées dans la métallurgie des poudres pour les industries de machines-outils et électrotechnique. On a étudié la possibilité de remplacer les alliages Cu—Sn—graphite par des alliages Fe—Cu—graphite pour la fabrication des contacts électriques, des paliers autolubrifiants et des noyaux magnétiques pour les appareils électriques de mesure. L'utilisation des alliages Fe—Cu—graphite assure une autolubrification et une bonne fiabilité à un coût réduit de 60% et élimine l'importation de Sn.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 646—649

CD : 669.162.2.004.15

Strugari, F., Banu, Şt. et *Ionescu, M.* : **Etudes et recherches expérimentales concernant l'augmentation du rendement de remplacement du coke par l'insuflation du gaz méthane aux tuyères des hauts fourneaux**

On présente les résultats des expérimentations effectuées en vue d'augmenter le rapport de remplacement du coke par le gaz méthane. A partir de plusieurs processus expérimentaux on a généralisé l'introduction du gaz méthane à l'aide d'une lance inclinée à 35°C ayant un diamètre de 25,4 mm ce qui a conduit à réduire de 20 kg/t le taux de consommation spécifique.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 654—657

CD : 621.81 : 669.14.018.8

Landes, V. S., Avram, C., Constantinescu, E., Harbuz, L., Vasiliu, M., Ciocan, N., Ene, G., Pruteanu, C. et *Vasile, I.* : **Contributions à la réalisation des hélices navales en acier inoxydable austénitique**

L'article présente les résultats des recherches sur la coulée des hélices en acier inoxydable austénitique.

On passe en revue l'élaboration de l'acier, la coulée, le sablage et le traitement thermique.

On présente aussi les défauts de coulée qui peuvent apparaitre et les possibilités de les rémédier par soudure.

En conclusion, l'acier inoxydable austénitique peut être utilisé pour fabriquer des hélices pour les naves maritimes, en remplaçant, si possible, les alliages de cuivre et en réalisant ainsi des économies considérables.

Metalurgia 36(1984), nr. 12, p. 654—657

CD : 539.374 : 669.14.018.252.3

Şaban, R. et *Suciu, M. V.* : **Recherches expérimentales concernant la valeur et la distribution des carbures à la déformation plastique d'un acier rapide à contenu bas d'élémentrs d'alliage**

On présente les résultats des recherches expérimentales effectuées sur une nuance d'acier rapide à contenu bas d'éléments d'alliage, concernant la valeur et la distribution des carbures en état coulé et forgé à différents valeurs du corroyage.

On présente aussi les résultats du traitement thermique préliminaire appliqué aux barres forgées.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 658—661

CD : 621,746.628 : 621.742.4

Ştefănesu, L., Sofroni, L., et *Bratu, C.* : **Recherches expérimentales concernant la commande du processus de solidification des alliages par la modification des propriétés thermophysiques des sables de moulage**

On présente les possibilités de remplacer les refroidisseurs monoblocs par des sables demi-métallques ayant une grande capacité d'accumuler la chaleur.

On expose les méthodes expérimentales utilisées et les résultats obtenus. On présente une série de corrélations entre les paramètres analysés de même qu'une nomogramme qui permet la détermination rapide du type de sable nécessaire et de son épaisseur, en fonction des caractéristiques geométriques des noeuds thermiques.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 662—664

CD : 621.793.71

Pumnea, C. et *Niculescu, T.* : **Technologies nonconventionnelles de métallisation par la pulvérisation cathodique (I)**

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 665—670

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 669.053.4 : 669.2/.8

Опреа, Ф., Параскив, И. и *Подуц, Д.:* **Экстракция висмута из растворов гидрометаллургической обработки медно-висмутных концентратов**

Работа представляет результаты исследований затвердевания висмута из бедных медно-висмутных концентратов. На основе проведенных исследований сооружена промышленная установка, обеспечивающая получение висмута чистотой 92—98%. Технологический процесс имеет в основе селективное растворение концентратов в присутствии H_2SO_4, NaCl и HNO_3, за этим следует гидролиз хлорокиси висмута и ее восстановление. Также в работе представлены результаты проведенных исследований для очистки хлорокиси висмута, с целью прямого получения очень чистого висмута, исключая таким образом очистку газообразным хлором.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 621—624

ДК : 621.762

Колан, Х.: **Исследования материалов и новых изделий, полученные порошковой металлургией**

В статье представлены полученные результаты в области порошковой металлургии. Лучшее использование сырья ведёт к снижению расхода сырья и топлива.

Подчеркивается экономическая эффективность применением новой технологии.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 625—628

ДК : 669.054.8 : 669.4

Корычь, К.: **Вклады в определении оптимальной технологии обработки свинцовых оборотных материалов в С. Р. Румынии**

Представлены современные технологии, применяемые в стране и за рубежом для металлургической обработки свинцовых оборотных материалов; приведены ссылки, как к методам заготовки в плотных средах, так и к методам плавки в электропечах, в отражательных или в шахтных печах, а также и к электролитической экстракции свинца из отходов аккумуляторов.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 629—635

ДК : 541.135 : 669.3

Петреску, Н., Гановичь, Лучья и *Брицки, Мирела:* **Прогресс в электролитическом рафинировании меди применением органических электролитов и очисткой электролита из условного электролиза**

Работа охватывает исследования по электролизу рафинирования меди, проведенного новым типом электролита, содержащий органические нитрилы, при условиях в которых одновалентные медные ионы стабилизированы в растворе. Исследовалось влияние концентрации одновалентных медных ионов из электролитов и плотности тока на процесс электролиза.

Темой исследования является также и условный электролиз, изучая метод очистки электроилита оловянной кислотой ß-для снижения содержания Sb, As и Bi.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 636—639

ДК : 669.14

Теодореску, М.: **Корреляция между структурой, механические характеристики, обрабатываемость углеродистых и легированных сталей для снижения расхода материалов и энергии при обработке**

В работе представлены результаты исследований по определению корреляций между комплексом механических свойств и микроструктурой с одной стороны, и износом, качеством поверхностей и величиной формы обработки резанием, с другой стороны.

Выводы представляют значение для снижения расхода инструментальных материалов, а также и энергии при механической обработке.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 640—645

ДК : 621.762.4

Шонтеа, С., Бэлтэною, М. и *Биволару, И.:* **Вклады при применении месных порошков для производства спеченых изделий в станкостроительных и электротехнических промышленностях**

Представлены результаты проведенных исследований в области порошковой металлургии для станкостроительных и электротехнических промышленностях. Изучены возможности замены сплавов Cu-Sn-графит сплавами Fe—Cu—графит для производства электроконтактов, самосмазывающих подшипников и магнитных сердечников для электроизмерительных приборов. Применение сплавов Fe—Cu— графит обеспечивает соответственную самосмазку и надежность работы, меньшую себестоимость на 60% и устранение импорта Sn.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 646—649

ДК : 669.162.2.004.15

Стругари, Ф., Бану, Ш. и *Ионеску, М.:* **Изучения и экспериментальные исследования роста коэффициента замены кокса вдуванием метана в фурмах доменных печах**

Работа представляет результаты проведенных исследований для роста коэффициента замены кокса метаном. Как следствие испытанных способов внедрилось вдувание метана фурмой с наклоном 35° и диаметром 25,4 мм, что привело к уменьшению удельного расхода кокса на 20 Кг/т.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 650—653

ДК : 621.81 : 669.14.018.8

Ландес, В., Аврам, Ч., Константинеску, Д., Харбуз, Л., Василиу, М., Чекан, Н., Ене Г., Прутеану, К. и *Василе, И.:* **Вклад в изготовлении гребных винтов из аустенитной нержавеющей стали**

Представлены результаты исследования литья гребных винтов из аустенитной нержавеющей стали.

В работе рассмотрены выплавка стали, литье, пескоструйная очистка и термообработка, а также представлены появляющиеся литейные порошки и возможности улучшения сваркой.

Пришли к выводу, что изучаемая аустенитная нержавеющая сталь может быть применена при производстве гребных винтов для мореходных суднов, заменяя там где возможно, медные сплавы, реализуя таким образом экономию около 3,5 раза.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 654—657

ДК : 539.374 : 669.14.018.252.3

Шабан, Р. и *Сучю, М.:* **Экспериментальные исследования величины и распределение карбидов при пластической деформации быстрорежущей стали с низким содержанием легирующих элементов**

В работе представлены результаты проведенных экспериментальных исследований марки быстрорежущей стали с низким содержанием легирующих элементов относительно величины и распределение карбидов в литом откованном состоянии при различных величинах обжатия.

Также представлены и результаты предварительной термической обработки, примененный кованным прутками.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 658—661

ДК : 621.746.628 : 621.742.4

Штефэнеску, Л., Софрони, Л. и *Брату, К.:* **Экспериментальные исследования управления процессом затвердевания сплавов модификацией термофизических свойств формовочной смеси**

Работа ссылается на возможность замены одноблочных наружных охладителей полуметаллическими смесями.

Изложены примененные экспериментальные методы и полученные результаты. Представлены ряд соотношений между анализированными параметрами, а также и номограмма, позволяющая быстро определить тип необходимой смеси и ее толщины в зависимости от геометрических характеристик термических узлов.

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, p. 662—664

ДК : 621.793.71

Пумнеа, К. и *Никулеску, Т.:* **Неусловные технологии металлического покрытия катодическим распылением(I)**

Metalurgia 36 (1984), nr. 12, .p 665—670

METALURGIA 12
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA
1984

Prof. dr. doc. ing. Fl. Oprea
Universitatea din Galaţi
dr. ing. I. Paraschiv şi ing. D. Poduţ
I.C.P.M.N. – Baia Mare

Extragerea bismutului din soluţiile de la prelucrarea hidrometalurgică a concentratelor cuprobismutifere*

CZ : 669.053.4 : 669.2/.8

O mare parte din procedeele hidrometalurgice de extragere a metalelor din soluţie au la bază procese de precipitare hidrolitice; asemenea procese se întîlnesc şi la extragerea bismutului din soluţiile rezultate la leşierea concentratelor cuprobismutifere.

Leşierea bismutului din concentratele cuprobismutifere se face cu soluţie de H_2SO_4, NaCl, în prezenţa HNO_3 oxidant.

Pentru extragerea bismutului din soluţia rezultată la leşiere, s-a folosit metoda hidrolitică care asigură obţinerea unui produs de calitate superioară.

Cercetări experimentale

Soluţia bismutiferă, rezultată în procesul de leşiere, are conţinuturi relativ scăzute de bismut, însă conţinuturi ridicate în metale impurificatoare şi anume : 0,08—0,09 g/l Ag; 3,5—5,2 g/l Bi; 2,5—4,0 g/l Cu; 1,9—3,2 g/l Fe; 2,2—3,3 g/l Pb şi 1,6—1,9 g/l Zn.

La precipitarea hidrolitică a bismutului din această soluţie, prin tratare cu carbonat de sodiu la $pH = 1,9—2,3$, aşa cum este cunoscut în literatura de specialitate, s-a obţinut o oxiclorură de bismut, care a avut un conţinut de 40—46 % Bi şi un conţinut de impurificatori : 0,55—0,69 % Ag; 0,5—0,62 % Cu; 1,0—1,2 % Fe; 13—20 % Pb şi 0,2—0,3 % Zn.

Analizînd prin difracţie cu raze X acest produs, conform spectrului de difracţie, rezultă că este constituit dintr-un amestec de oxiclorură de bismut (BiOCl) şi oxiclorură de plumb de tipul 2 $PbO \cdot PbCl_2$. Comparînd reflexele celor doi componenţi, rezultă un grad ridicat de cristalizare a oxiclorurii de plumb (picuri ascuţite) faţă de cristalizarea cert mai redusă a oxiclorurii de bismut (tendinţa de clopot în aspectul picurilor) (fig. 1).

Reflexele caracteristice pentru oxiclorura de bismut sînt : $d = 2,747$ (2,75); 3,437(3,45); 1,947(1,94); 1,69(1,69); 1,58(1,57) Å, iar pentru oxiclorura de plumb $d = 2,81$(2,79); 2,909 (2,91); 1,989(2,01) şi 4,0(3,93) Å.

Prin topirea reducătoare a acestui produs, s-a obţinut un bismut metalic, care a avut 75 % Bi şi un conţinut de impurităţi de circa 0,45 % Ag; 1,1 % Cu; 0,05 % Fe; 16—22 % Pb şi 0,04—0,05 % Zn. Acest produs creează greutăţi la rafinarea prin clorurare.

Pentru a obţine un bismut metalic de calitate, care să permită rafinarea în bune condiţii, au fost efectuate experimentări de purificare a soluţiei bismutifere în special de plumb, care este impurificatorul principal.

* Prezentat la sesiunea ştiinţifică „Tendinţe noi în metalurgie", în cadrul Secţiei tehnice a Academiei R.S.R. Bucureşti, 19 oct., 1983.

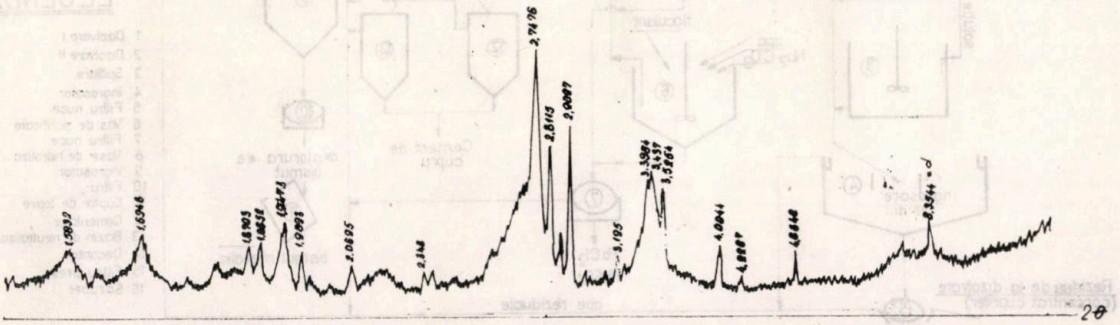


Fig. 1. Difractograma oxiclorurii de bismut obţinute din soluţie nepurificată

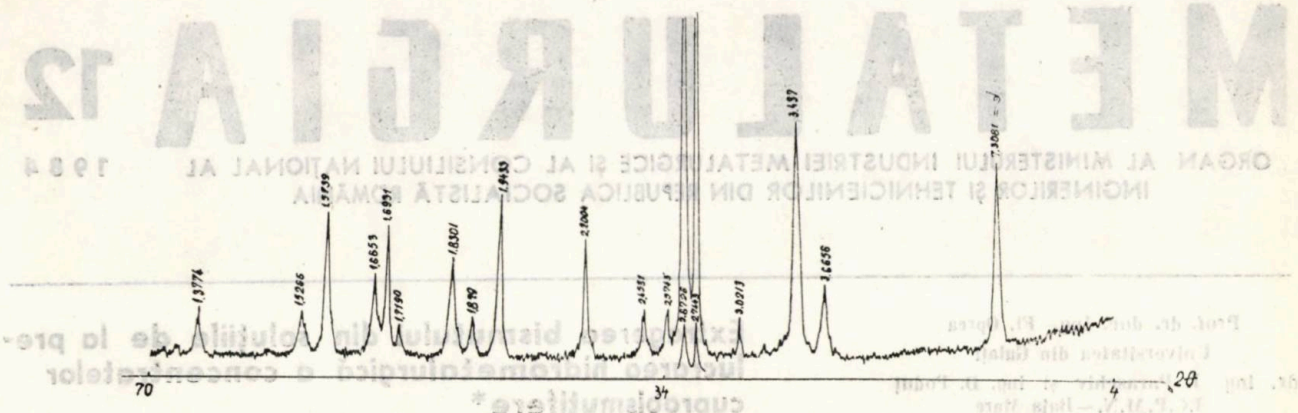


Fig. 2. Difractograma oxiclorurii de bismut obţinute din soluţie purificată

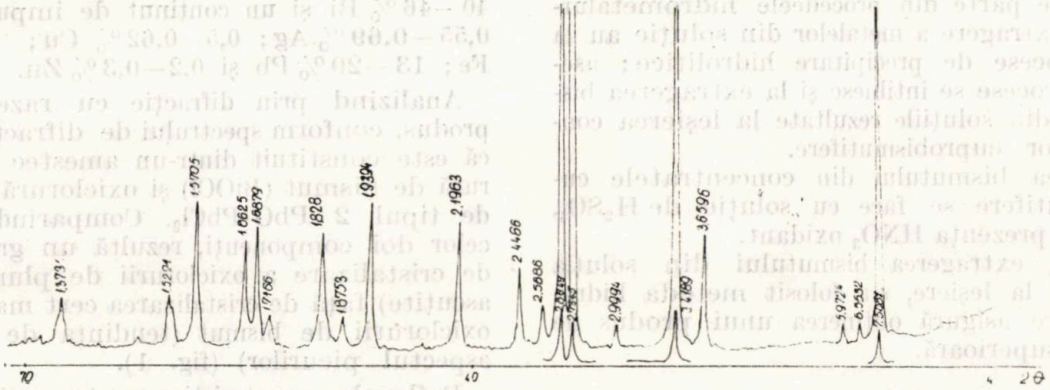


Fig. 3. Difractograma oxiclorurii de bismut rezultate din repurificarea BiOCl

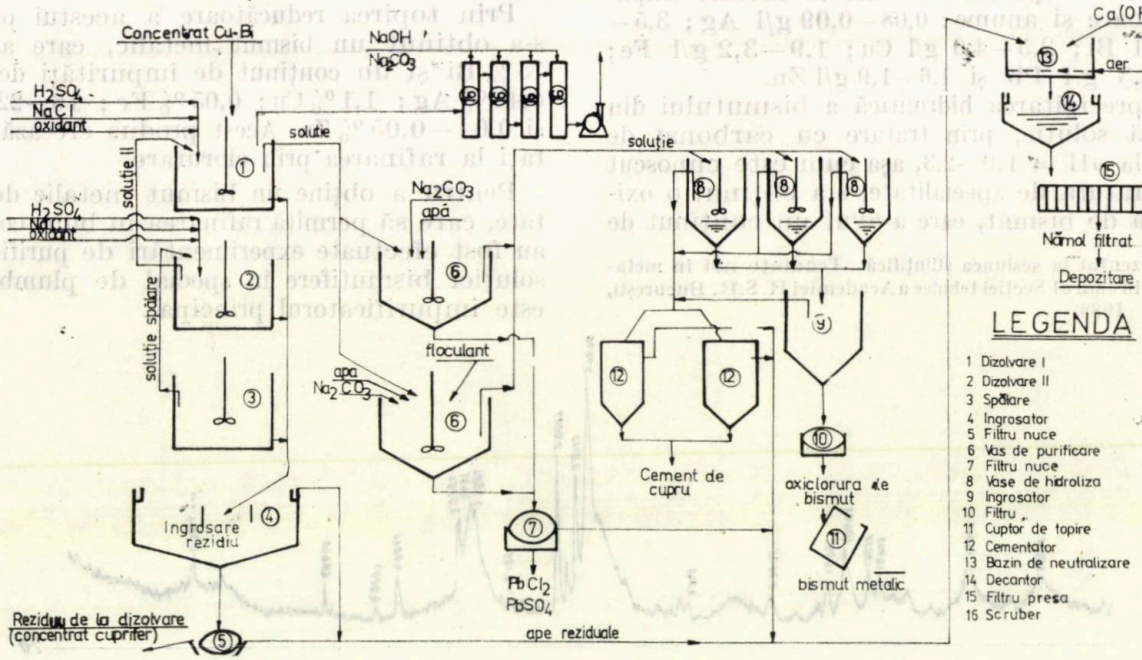


Fig. 4. Schema fluxului tehnologic de extragere a bismutului din concentratele cuprobismutifere sărace

Odată cu purificarea soluției bismutifere de plumb se realizează și purificarea de argint.

Eliminarea argintului și plumbului se realizează prin diluarea soluției cu apă la raport de 1 : 1 și corectarea *p*H-ului la 0,9—1,0, prin tratare cu Na_2CO_3 — soluție diluată (10%), cînd se precipită sub formă de AgCl, respectiv sub formă de $PbSO_4$.

Din soluția bismutiferă purificată de argint și plumb se precipită bismutul sub formă de oxiclorură prin tratare cu soluție 15% de Na_2CO_3 — la un *p*H = 2,2—2,3, asigurînd o agitare permanentă și urmărind creșterea pH-ului în funcție de doza reactivului, folosind *pH*-metre electronice. Oxiclorura de bismut precipitată în aceste condiții are un conținut de 67—70% Bi; 0,1—0,5% Pb; 0,05—0,06% Cu; 0,1—0,2% Zn.

Spectrul de difracție al oxiclorurii de bismut, obținută din soluția purificată, este prezentat în figura 2.

Valorile reflexelor, precum și intensitățile acestora indică BiOCl sub forma unui produs foarte bine cristalizat. Corespondența spectrului obținut cu datele prezentate în literatura de specialitate este perfectă, principalele reflexe avînd valorile: d = 7,308(7,4); 3,437 (3,45); 2,75(2,75); 2,67(2,67); 1,944(1,94); 1,83(1,83); 1,699(1,69); 1,57(1,57) Å.

Oxiclorura de bismut uscată la o umiditate de 15% și topită într-un mediu reducător duce la obținerea unui bismut metalic cu un conținut de 92—98% Bi și un conținut de impurificatori de circa 0,05% Ag; 0,1% Cu; 0,01% Fe; 0,7% Pb și 0,015% Zn. Acest bismut metalic poate fi rafinat prin clorurare pentru obținerea bismutului de calitate farmaceutică.

Pentru a obține bismut metalic, de puritate mai avansată, fără a recurge la rafinarea bismutului metalic prin clorurare, cu clor gazos, operație care atrage după sine pierderi însemnate de metal, au fost efectuate experimentări de purificare a oxiclorurii de bismut. Cele mai bune rezultate s-au obținut prin tratarea oxiclorurii sub formă îngroșată, cu acid sulfuric la o concentrație în mediul de reacție de 300 g/l H_2SO_4. În aceste condiții bismutul se redizolvă în proporție de 98%, precum și majoritatea cuprului, fierului și zincului, iar argintul și plumbul rămîn în reziduu.

Din soluție, după separarea fazelor, se precipită bismutul hidrolitic prin adaos de apă la un raport de 10 : 1 și tratare cu Na_2CO_3 la un *p*H = 1,5.

Oxiclorura de bismut obținută este foarte pură, astfel conținutul de bismut realizat a fost de 70,2%, iar conținutul de impurități, 0,002% Ag; 0,003% Cu; 0,3% Fe; 0,05% Pb și 0,01% Zn.

Spectrul de difracție al oxiclorurii purificate este prezentat în figura 3. Valorile reflexelor corespunzătoare distanțelor reticulare d = = 7,308(7,4); 3,42(2,45); 2,73(2,75); 2,665(2,67) 1,939(1,94); 1,828(1,83); 1,688(1,69); 1,57 Å.

Valorile reflexelor, precum și intensitățile acestora indică faptul că oxiclorura de bismut precipitată este un produs bine cristalizat.

Bismutul metalic, obținut din oxiclorura de bismut rezultată la purificare, a avut următoarele conținuturi: 99,992% Bi; 0,003% Ag; 0,006% Cu; 0,003% Pb; acesta încadrîndu-se în condițiile de calitate Bi—2.

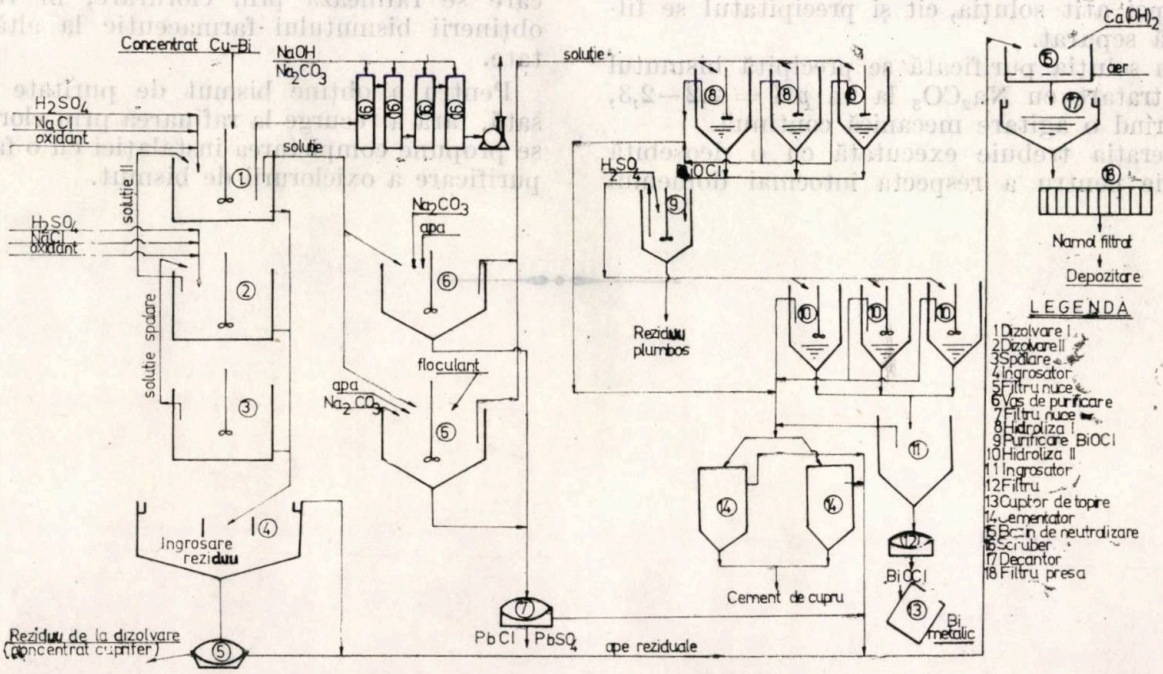


Fig. 5. Schema îmbunătățită a fluxului tehnologic de extragere a bismutului din concentratele cuprobismutifere sărace

Procesul tehnologic adoptat

În baza experimentărilor realizate s-a adoptat procesul tehnologic prezentat în figura 4, care, materializat prin proiectarea și construirea unei instalații industriale, poate prelucra întreaga cantitate de concentrat cuprobismutifer, în vederea obținerii unui bismut metalic — brut, cu un conținut de 92—98% Bi.

Conform procesului tehnologic, concentratul cuprobismutifer, cu un conținut de 1—2% Bi; 13—20% Cu; 5—10% Pb și 4—14% Zn se tratează în două trepte într-un mediu de reacție de 150 g/l H_2SO_4, 300 g/l NaCl și HNO_3-oxidant, la o temperatură de 80—85°C, un raport lichid : solid = 2 : 1 și o durată de agitare de 90—120 min la fiecare treaptă.

Faza de dizolvare este condiționată de un conținut minim de 1,5% Bi, pentru a realiza extracții corespunzătoare, precum și de un conținut maxim de 10% Pb, care provoacă pierderi de bismut la dizolvare, datorită fenomenului de spumare cauzat de formarea și degajarea abundentă a hidrogenului sulfurat.

După treapta a doua de dizolvare, concentratul cuprifer se supune unei spălări, apoi se neutralizează cu $Ca(OH)_2$ sau Na_2CO_3, după care se separă de soluție prin decantare și filtrare pe filtru tambur.

Soluția de la treapta a doua de dizolvare se folosește la treapta *I*, iar soluția bogată bismutiferă, de la treapta *I*, după decantare și filtrare, trece la purificarea de plumb, operație care se realizează prin diluare cu apă la un raport 1 : 1 și corectarea *p*H-ului cu Na_2CO_3 la 0,9—1,0. După realizarea acestui *p*H se adaugă floculant și se lasă pentru decantare, iar apoi atît soluția, cît și precipitatul se filtrează separat.

Din soluția purificată se precipită bismutul prin tratare cu Na_2CO_3 la un *p*H = 2,2—2,3, asigurînd o agitare mecanică continuă.

Operația trebuie executată cu o deosebită atenție pentru a respecta întocmai domeniul de precipitare. Dacă nu se realizează valoarea prescrisă, apar pierderi de bismut, iar dacă se depășește, se produce precipitarea Fe, Cu și Zn, care impurifică oxiclorura de bismut.

Precipitatul de oxiclorură de bismut se decantează, iar apoi se filtrează în filtru-centrifugă sau în filtru-presă, după care se usucă în vederea topirii reducătoare.

Bismutul metalic obținut prin această tehnologie are un conținut de 92—98% Bi.

Conform procesului tehnologic elaborat, în instalația industrială se realizează prelucrarea concentratelor cuprobismutifere cu un conținut de 1—2% Bi și se obțin următoarele randamente de extracție: la dizolvare = 86—88%, la precipitare hidrolitică = 90% și 92% la topirea reducătoare.

Obținerea bismutului de puritate mai avansată, fără a recurge la rafinarea prin clorurare a bismutului, se poate realiza prin completarea actualei scheme tehnologice cu o fază de purificare a oxiclorurii de bismut, care constă în tratarea oxiclorurii cu H_2SO_4 la o concentrație de 300 g/l, urmată de înlăturarea prin decantare și filtrare a reziduului, tratarea și precipitarea hidrolitică a bismutului (fig. 5), prin diluare cu apă la un raport 10 : 1 și tratarea cu Na_2CO_3 la un *p*H = 1,5.

Concluzii

În urma lucrărilor de cercetare efectuate, s-a proiectat și realizat pentru inceput o instalație industrială, care prelucrează concentratele cuprobismutifere în vederea obținerii unui bismut brut cu un conținut de 92—98% Bi, care se rafinează prin clorurare, în vederea obținerii bismutului farmaceutic la altă unitate.

Pentru a obține bismut de puritate avansată, fără a recurge la rafinarea prin clorurare, se propune completarea instalației cu o fază de purificare a oxiclorurii de bismut.

Prof. dr. ing. H. Colan
Institutul politehnic — Cluj-Napoca

Cercetări privind unele materiale și produse noi obținute prin metalurgia pulberilor*

CZ : 621.762

Cercetările din domeniul metalurgiei pulberilor efectuate la Institutul politehnic — Cluj-Napoca, în cadrul Catedrei de tehnologia metalelor și — începînd din 1968 — la Centrul de cercetări pentru metalurgia pulberilor, reprezintă o activitate de peste trei decenii, care a condus la dezvoltarea acestei științe și tehnologii pe plan național și la obținerea unor realizări industriale remarcabile. Ele se referă la elaborarea de tehnologii de fabricație pentru pulberi metalice și pentru produse sinterizate cu performanțe ridicate, prin care s-au înlocuit unele produse din import, valorificînd superior materiile prime și materialele refolosibile, reducînd considerabil consumurile de materii prime și energie. De remarcat că cercetările pentru elaborarea de pulberi metalice și produse sinterizate au inclus elaborarea de tehnologii pînă la nivel industrial de proiecte pentru utilaje specifice și linii tehnologice și au condus la industrializarea procedeelor metalurgiei pulberilor în R.S.R., la realizarea mai multor unități industriale. Tehnologiile ca și instalațiile realizate sînt în mare măsură originale, rezultat al concepției proprii, valorificînd un mare număr de invenții și contribuind la diminuarea importului de licențe.

Se vor prezenta cîteva dintre cele mai semnificative realizări din ultimii ani, caracterizate printr-o importantă eficiență economică.

Tehnologii de elaborare a pulberilor metalice

Pulberi de fier. Elaborarea pulberilor de fier prin reducerea directă a oxizilor de fier cu carbon și gaz metan în echicurent constituie cercetări mai vechi, finalizate în fabrica de pulberi de fier de la Combinatul metalurgic din Cîmpia Turzii (1969). Se fabrică și în prezent sortimente de pulberi FREM (standardizate), pentru învelișul electrozilor de sudură și pentru alte scopuri, precum și pentru piese sinterizate, ultimele avînd o mai mare puritate (sub 0,02—0,03% C, sub 0,3% O), în urma unui tratament termochimic în amoniac disociat (FREM S 160-24 și FREM S 400—28). Procedeul original este bazat pe trei brevete de tehnologii și cinci brevete de utilaje (cuptor carusel, cuptor cu vatră pășitoare etc.).

Pulberi de aluminiu. Pe baza cercetărilor catedrei (inclusiv trei brevete de invenție) s-a realizat la I.M.M.N. Zlatna o unitate industrială pentru producerea pulberilor de aluminiu.

Prin pulverizare din fază lichidă cu jeturi multiple de motorină și măcinare apoi în mori vibratoare cu bile, se produc pulberi pentru betoane celulare autoclavizate, pirotehnie, siderurgie (două sortimente, dezoxidant și vopsea de protecție pentru forme metalice).

Preocupările actuale se referă la diversificarea sortimentelor (pigmenți pentru industria vopselelor) și valorificarea sub formă de pulberi a deșeurilor de folii din aluminiu de la Fabrica de laminate din aluminiu — Slatina.

Producția de pulberi de aluminiu constituie o importantă economie realizată prin înlocuirea importului. Prima fază a constat în asigurarea producerii industriale a pulberii, ca ulterior să se poată trece la elaborarea de piese sinterizate pentru construcția de mașini, printre care și cele din materiale de tip S. A.P. (Al cu 7—15% Al_2O_3), pentru pistoane de compresoare și motoare, rotoare de turbine, palete, teci pentru combustibil în centrale nucleare etc. Aceste materiale se remarcă prin temperatură înaltă de recristalizare, rezistență înaltă la temperaturi ridicate, datorită dispersiei fine a oxidului de aluminiu.

Pulberi metalice obținute prin valorificarea superioară a materialelor refolosibile. Catedra de tehnologia metalelor a Institutului politehnic din Cluj-Napoca a avut ca preocupări continue, în ultimii ani, cercetări privind elaborarea de pulberi metalice, prin valorificarea materialelor recuperabile :

— wolframul și cobaltul din aliaje dure (plăcuțe de așchiere, segmenți de foraj, filiere etc.);

— cuprul din ansambluri greu dezmembrabile, ca rotoare și statoare de mașini electrice, radiatoare, piese de uz electrotehnic și deșeuri nevalorificabile pe cale pirometalurgică (țunder de la laminare ș.a.);

— fierul de înaltă puritate din deșeurile de la fabricile de coloranți ;

— Cu, Ni, Sn, W rezultate de la fabricarea sculelor de foraj cu diamante. Au rezultat trei invenții brevetate.

Pulberea de cupru. Procedeele de recuperare stabilite sînt originale și constau din tratarea chimică selectivă și reducerea termică.

* Prezentat la sesiunea științifică „Tendințe noi în metalurgie", în cadrul Secției tehnice a Academiei R.S.R. București, 19 oct., 1983.

La primul procedeu se utilizează materiale auxiliare ieftine, recirculabile, fabricate în R.S.R., cu consumuri de energie reduse. Utilajele sînt integral realizate prin autodotare, pe bază de proiecte proprii.

Pulberea de wolfram. Se produce o cantitate redusă din lipsă de materie primă. Odată cu rezolvarea colectării, în perspectivă se va realiza extinderea producției. Beneficiari sînt „Electroputere" — Craiova (pentru contacte W—Cu, W—Ag), „Diarom", „Neferal" și „Sinterom". Vor rezulta economii considerabile de carbură de wolfram.

Pulberea de cobalt. S-au întreprins cercetări pentru reducerea oxizilor de cobalt.

Cercetările privind valorificările prin recuperare conduc la reducerea importului. Actualmente, se continuă cercetările pentru transpunerea în stația-modul industrială a procesului tehnologic de recuperare, experimentîndu-se soluții tehnice pentru perfecționarea acestuia în vederea atingerii capacității proiectate. Există preocupări pentru valorificarea titanului, tantalului și niobiului din deșeuri.

Lianți și amestecuri de pulberi metalice pentru elaborarea matricelor sculelor de foraj cu diamante. Cercetările efectuate au rezolvat următoarele probleme: elaborarea de amestecuri de pulberi metalice pentru matricele sculelor diamantate de foraj; elaborarea de lianți în formă granulară pentru infiltrarea acestor matrice.

Prin aceasta s-au obținut: reducerea cheltuielilor valutare; evitarea pierderilor la foraj, în cazul neutilizării acestor scule; posibilitatea de a exporta aceste scule.

Pe baza cercetărilor s-a stabilit procesul tehnologic și s-au proiectat instalațiile pentru elaborarea acestor produse.

Sculele fabricate cu materialele elaborate s-au testat în paralel cu cele fabricate pe baza unei licențe, în exploatare reieșind comportarea lor comparabilă sau uneori chiar superioară. S-a realizat stația de elaborare a lianților și amestecurilor pe baza proiectelor și cercetării catedrei. În ultimii doi ani, s-au elaborat o serie de variante de lianți în vederea utilizării diamantului sintetic românesc (Dacia) la fabricarea sculelor de foraj, ceea ce va aduce o economie valutară suplimentară.

Aliaje și pulberi pentru metalizare. Servesc pentru obținerea de straturi dure, rezistente la uzare, straturi rezistente la coroziune și la temperaturi înalte. Procedeele utilizate cuprind metalizări în flacără oxiacetilenică sau în plasmă, la rece sau la cald, cu pulberi metalice, ceramice sau metaloceramice, fiind aplicate în toate ramurile industriei (construcții de mașini, metalurgie, transporturi, chimie etc.) atît pentru producția de piese și agregate noi, cît și la reparații (recondiționarea pieselor uzate). Cîteva firme dețin practic monopolul pe plan mondial în ceea ce privește livrarea pulberilor (METCO — S.U.A., CASTOLIN — Elveția).

Se utilizează diferite pulberi aliate pe bază de Ni, Co, Fe, pulberi metaloceramice (cermeți metal-oxid, metal -carburi) și pulberi ceramice (Al_2O_3etc.). Aliajele în pulberi sînt legate metalurgic la metalul de bază prin tehnica proiectării și fuziunii simultane.

Cercetările întreprinse au pornit de la studiul fazelor și constituenților structurali ai acestor aliaje eutectice, pentru două categorii: Ni—Cr—Si—B, Co—Cr—W—C pentru metalizare cu flacără de gaze sau în plasmă. Cercetările s-au referit de asemenea la aliajul Ni—Al pentru strat intermediar.

S-a elaborat tehnologia de producere a acestor pulberi pe o instalație de pulverizare cu gaz sub presiune, sub protecție de argon, proiectată și realizată la institut.

Tehnologii de elaborare a unor produse sinterizate

Materiale sinterizate pentru electrozi de electroeroziune. Cercetările pentru elaborarea acestor materiale s-au efectuat ținîndu-se seamă de larga răspîndire a procedeelor de prelucrare prin eroziune electrică, prezente azi în toate sculăriile mari și mijlocii din R.S.R., ca și de dezvoltarea unei industrii proprii producătoare de mașini de electroeroziune.

Caracteristica de bază a acestor materiale este izotropia proprietăților și performanțele lor ridicate, asigurate de includerea în tehnologia de elaborare a procedeului de compactare izostatică. Prin conceperea și realizarea unor dispozitive adecvate, au putut fi puse la punct tehnologii de elaborare pentru: cupru sinterizat izotrop, cupru-grafit și wolfram-cupru într-o largă gamă dimensională de bare cu secțiune rotundă sau pătrată și tuburi, de exemplu, semifabricate de W—Cu (75/25), presate izostatic și imbibate cu cupru. Prin tehnologia omologată în 1979, se preconizează realizarea unei importante economii de valută. De subliniat că cercetările au fost făcute, utilizînd pulbere de wolfram obținută prin recuperare din deșeuri de filamente de becuri, după un procedeu propriu, aplicat la „Sinterom".

Produse ceramice superaluminoase, obținute prin presare izostatică. Între aceste materiale și produse se menționează:

— inele ceramice superaluminoase pentru etanșări frontale. În afară de tehnologia de fabricație (presare izostatică, sinterizare), a fost optimizată prelucrarea lor prin rectificare în stare arsă. S-a proiectat și realizat dispozitivul de presare izostatică de mărime mijlocie pentru realizarea semifabricatelor și s-a acordat asistență tehnică la elaborarea proiec-

tului pentru realizarea unei secții industriale de inele ceramice;

— corpuri sferice de măcinare. Se vor înlocui 500—600 t bile pe an import vest;

— bile sferice pentru purificarea aluminiului topit;

— corpuri izolatoare pentru diode și tiristoare de mare putere;

— duze ceramice pentru pulverizare;

— corpuri ceramice pentru siguranțe tubulare.

În ansamblu, eficiența care rezultă prin aplicarea acestor cercetări este de 80—90 mil. lei/an (producție, înlocuire de import).

Dintre realizările în acest domeniu se mai amintesc: semifabricatele presate izostatic din ceramică superaluminoasă pentru izolatoare electrice și proiectarea de echipament de presare izostatică.

Contacte electrice Ag—CdO și sîrmă pentru contacte Ag—Ni și Ag—CdO. Tehnologia de fabricație elaborată pentru contactele Ag—CdO este aplicată la Întreprinderea „Electroaparataj" — București. În același timp, s-au obținut rezultate valoroase privind aprofundarea teoretică a fenomenului de dispersie la aceste pseudoaliaje sinterizate, bazate pe includerea unor particule fine de oxizi în masa unui alt metal, fără a avea loc procese de dizolvare sau combinare chimică. Experiența acumulată a fost valorificată și prin crearea unei noi secții de contacte electrice la „Sinterom".

Sîrma pentru contacte Ag—Ni se fabrică azi pe baza unei tehnologii, elaborate în ultimii doi ani la „Sinterom" și „Electroaparataj" — — București, tehnologie constînd din presarea și sinterizarea unui semifabricat (bară), extrudare sau/și forjare rotativă, trefilare, debitare, montare, fasonare.

Materiale de frictiune sinterizate. Cercetările pentru elaborarea tehnologiei de fabricație a discurilor de frictiune pentru ambreiaje și frîne și a lamelelor de frictiune pentru cuplaje electromagnetice au avut ca rezultat elaborarea tehnologiei de aplicare a acestor materiale, pe bază de cupru sau fier, pe suporți de oțel în straturi subțiri și foarte subțiri (0,25—0,30 mm), prin stabilirea unei noi metode (prin presărare), înlocuindu-se licența și importul de produse din vest.

Proiectarea și realizarea utilajelor specifice, precum și realizarea liniei tehnologice industriale la Întreprinderea „Sinterom" — Cluj-Napoca au făcut ca în prezent să se livreze curent zeci de tipodimensiuni întreprinderilor constructoare de mașini.

Actualmente, s-au abordat cercetări privind elaborarea unor materiale de frictiune pentru solicitări foarte mari, mecanice și termice, pe bază de cermeți Al_2O_3—W, Al_2O_3—Mo, ZrO_2—W, ZrO_2—Mo, MgO—W, MgO—Mo etc., cu duritate, refractaritate și rezistență la uzare maxime.

Filtre metalice inoxidabile. Tehnologia de fabricație realizată la Institutul politehnic din Cluj-Napoca, pentru filtre inoxidabile multitubulare, urmează să fie industrializată după trecerea la fabricarea industrială a pulberilor de oțel inoxidabil.

Tehnologia, utilizînd ca materie primă pulbere din import sau realizată în instalația de pulverizare de la institut, constă din:

— sinterizarea pulberii de oțel inoxidabil, presată în grosimi de 0,5—3 mm în hidrogen uscat la 1 360°C, urmată sau nu de calibrare;

— determinarea caracteristicilor plăcilor;

— deformarea plăcilor (îndoire, ambutisare, virolare);

— sudarea electrică sau în argon;

— montaj (capac, fund, armătură), în funcție de presiune — cu sau fără suport de rezistență.

Filtrele servesc pentru filtrarea de medii agresive, la temperaturi de pînă la 550°C; rezistă la flacără și filtrează particule de la 3μm în sus (25—50 μm).

Beneficiarii cercetărilor, unde astfel de filtre și plăci poroase au fost încercate, sînt următorii:

Industria chimică:

— aer (pentru A.M.C.), apă (cu filtre baionetă în baterii), apă oxigenată, solvenți organici;

— solvenți organici (benzen, toluen etc.), aer — metan pentru fabrici de acid cianhidric;

— aer — amoniac (combinate de îngrășăminte chimice);

— topitură de polimeri, polietilenă pură, polistiren, poliamide.

Industria aeronautică:

— carburanți.

Industria nucleară:

— diuranat de amoniu, bioxid de uraniu.

Industria construcțiilor de mașini și electrotehnică:

— suspensii (ferite);

— lubrifianți (ulei).

Au fost realizate și trimise pentru testare diferite tipuri de opritoare de flăcări pentru amestecuri explozibile:

— acetilenă — aer pentru instalații de sudare;

— hidrogen-oxigen, deuteriu-oxigen pentru fabrica de apă grea.

Pînă în prezent, s-au realizat și livrat loturi experimentale de plăci necesare studiului proceselor de sudare în argon și executării filtrelor experimentale. De asemenea, au fost studiate caracteristicile filtrante ale plăcilor sinterizate,

realizate din pulberi cu diferite granulații: porozitatea, permeabilitatea, precum și influența gradului de compactizare asupra preciziei dimensionale și gradului de filtrare.

S-au realizat și experimentat cu succes plăcuțe sinterizate din pulberi inoxidabile, la presarea în cîmp magnetic orientat a feritelor, determinîndu-se tipul de material filtrant convenabil. Testările privind comportarea în exploatare a filtrelor continuă în vederea definitivării tehnologiei.

Electrozi poroși Ag—Zn. Realizarea acestor electrozi poroși pentru surse electrochimice de energie, în general acumulatoare de înaltă performanță pentru aviație, a constituit un rezultat al cercetărilor institutului pe parcurs de mai mulți ani.

Table și benzi laminate. S-au efectuat cercetări pentru introducerea în R.S.R. a procedeului de laminare a pulberilor metalice pentru produse ca:

— benzi pentru scopuri electrotehnice, pe bază de fier-nichel, cu mai multe elemente de aliere, cu dilatare termică precizată. Aceste materiale cu coeficient de dilatare 9.10^{-6}, egal cu cel al sticlei și platinei, servesc pentru ambutisarea contactelor anodice pentru tuburi cinescoape. Este necesară perfecționarea tehnologiei pentru a se atinge compactitatea maximă (100 %) după laminare, pe lîngă abordarea în paralel a fabricației prin tehnologia clasică din bandă compactă;

— electrozi-bandă înalt aliați, pentru sudură, pentru placări sub strat de flux, necesari industriilor constructoare de mașini și nucleară.

DOCUMENTARE

Instalația de coce brichete, aparținînd firmei British Steel Corp. se demolează

În anul 1979 a fost terminată construcția instalației experimentale la Normanby Park (Scunthorpe), aplicînd procedeul BFL (R.F.G.), pentru folosirea cărbunilor necocsificabili. Avînd o capacitate de 200 mii t/an, cheltuielile de investiții au fost de 18 mil. £. Nefiind utilizată niciodată pentru producția curentă, iar testele experimentale nedînd satisfacție, în 1983 s-a hotărît demolarea instalației, cu recuperarea unor utilaje și a fierului vechi pentru oțelărie. Costurile demolării sînt estimate la 500 mii £.

Cauzele hotăririi demolării instalației sînt legate de criza siderurgică, precum și de micșorarea diferenței de prețuri între cărbunii cocsificabili și cei necocsificabili.

Se menționează că aceeași soartă a demolării a avut-o și instalația de reducere directă de la Hunterston, aparținînd firmei British Stell Corp. Firma își propune ca preocupări viitoare punerea la punct a unui proces de reducere directă folosind cărbuni necocsificabili.

(În: *Metal Bulletin, Anglia, 15 noiembrie, 1983*)

Un nou procedeu de preîncălzire a cărbunilor destinați cuptoarelor de cocsificare

Krupp Koppers GmbH, Essen, a dezvoltat procedeul de preîncălzire „Encoal" a cărbunilor destinați cuptoarelor de cocsificare. Acest procedeu, de generația a II-a, se bazează pe uscarea prin contact și transportul căldurii prin conducte, fiind mai rentabil și prezentînd îmbunătățiri față de procedeul de prima generație.

În cadrul acestui procedeu, transferul de căldură este realizat de bile de transport de căldură asupra încărcăturii de cărbune, prin mișcări relative ale particulelor, deci un fel de convecție. Aceste sfere îmbină avantajele unor suprafețe mari de schimb de căldură cu densitatea mare a transportului de căldură. Astfel, capacitatea termică specifică volumetrică a sferelor este de 1 000 ori mai mare decît cea a gazelor.

Într-o instalație de încercare, cu un debit orar de 300 kg, s-a realizat o funcționare continuă, confirmîndu-se eficacitatea procedeului. La un raport masic al sferelor față de cărbune de 4 : 1, corespunzînd unui raport volumetric de aproximativ 1 : 1, sferele de ceramică se răcesc de la cca 400 la cca 240°C.

Cărbunele, avînd o umiditate de cca 10%, se usucă aproximativ în 6 min, încălzindu-se la cca 200°C. Prin noua tehnologie de preîncălzire se utilizează eficient căldura reziduală dintr-o instalație de răcire uscată a cocsului.

Un transport de căldură fix la preîncălzire oferă avantajul legării energiei create exergetic. Se pot realiza instalații industriale „Encoal" cu productivități de 100 t/h.

(În: *Stahl und Eisen, R. F. G., nr. 16, 1984, p. 778*)

Ing. C. Corîci
Întreprinderea metalurgică „Neferal"
București

Contribuții la stabilirea unei tehnologii optime de prelucrare a materialelor refolosibile din plumb în R. S. România*

CZ: 669.054.8:669.4

Materialele refolosibile constituie astăzi sursele cele mai valoroase de metale neferoase.

Tehnologiile relativ simple de prelucrare a așa-ziselor „deșeuri", costurile de investiții și prelucrare cu mult mai reduse decît pentru metalele din minereuri, produse de calitate comparabilă sau uneori superioară celor din metale primare fac ca materialele recuperabile să joace un rol vital în economie.

Plumbul recuperat din acumulatoare reprezintă cca 70 % din totalul plumbului secundar produs. Din aceste considerente, prelucrarea deșeurilor de acumulatoare a făcut obiectul a numeroase studii pentru alegerea tehnologiei celei mai adecvate.

Industrial, prelucrarea deșeurilor de acumulatoare se face prin metode pirometalurgice în diferite cuptoare, după scheme tehnologice diferite. Datorită compoziției chimice diferite a celor doi componenți — grătarele de plumb din aliaje plumb-stibiu, iar masa activă din plumb pur — în general se recuperează un aliaj de plumb cu stibiu și mai rar un plumb pur.

Schemele tehnologice practicate se împart în două grupe mari:

— topirea deșeurilor de acumulatoare împreună cu alte materiale plumboase, ca de exemplu cenușă de plumb sau materiale bogate în stibiu și plumb (deșeurile de la rafinare) sau chiar cu minereuri și concentrate;

— topirea separată a deșeurilor de acumulatoare, care se poate face integral (așa cum se colectează), sau după prelucrarea în medii dense, separat a părților metalice și a părților oxidice.

Două variante ale topirii exclusive a deșeurilor de acumulatoare apar după produsele obținute, și anume: plumb moale și aliaj de plumb pentru acumulatoare.

Deșeurile de acumulatoare pot fi topite în cuptoare cu creuzet metalic, cuptoare cu reverberație statice sau rotative, cuptoare cu cuvă clasice sau cuptoare cu cuvă electrice.

Capacități de producție existente

a) La Întreprinderea metalurgică „Neferal" — București, este în funcțiune o capacitate care prelucrează aproape 50 % din materialele refolosibile de oxizi de plumb, colectate în cea mai mare parte din deșeuri de acumulatoare, obținînd din acestea 72 % din producția de plumb secundar.

Capacitatea existentă este suficientă pentru prelucrarea tuturor deșeurilor metalice de plumb și a aliajelor de plumb colectate.

Centrala de recuperare și valorificare a materialelor refolosibile, prin unitățile sale din întreaga țară colectează, pregătește și livrează deșeurile de acumulatoare.

Bateriile de acumulatoare sînt formate din cutia de ebonită sau masă plastică, plăcile de plumb care au rolul de electrozi pozitivi sau negativi și separatorii perforați din masă plastică. Electrozii sînt legați între ei prin punți.

Compoziția aliajelor de plumb pentru acumulatoare este destul de variată, însă, indiferent de proveniență, nu există o prea mare diferență între elementele componente de bază Pb și Sb și unele impurități ca Bi, Fe, metale alcaline și alcalino-pămîntoase.

Diferența esențială constă în faptul că în timp ce în unele aliaje Sn, As, Cu, S, Ag constituie componenți, în altele sînt considerate impurități cu limite foarte mici, fixate strict.

Cele mai cunoscute aliaje de acumulatoare în R.S.R. sînt prezentate în tabelul 1.

Materia primă, deșeurile de acumulatoare de plumb dezmembrate și separate de cutiile de ebonită și separatoare în stare uscată au aproximativ următoarea compoziție chimică: 70—83 %Pb, 3—5 % Sb, 0,02 % Bi, 0,2 % Cu, 8 % S.

Nămolul de acumulatoare, rezultat din oxizii și praful de plumb de la căptușelile plăcilor, precum și din bucățile de plăci vechi, fragile, conținînd mult sulfat, reprezintă aproximativ 25 % din întregul volum de așa-zise deșeuri de acumulatoare, în timp ce grilajele (bucățile mari) ajung pînă la 75 %.

Compoziția nămolului uscat este aproximativ de 70—80 %Pb; 1 %Sb; 0,01 %Bi; 0,02 %Cu, iar a grilajelor: 85—90 % Pb; 4—10 %Sb; 0,02 % Bi; 0,01 % Cu.

La I. M. Neferal, prelucrarea metalurgică a deșeurilor de acumulatoare se realizează în două cuptoare electrice cu trei electrozi, formate din creuzet și cuvă, cu o suprafață a vetrei de 3,45 m^2 și un volum util de 3,45 m^3, căptușite

* Prezentat la sesiunea științifică „Tendințe noi în metalurgie", în cadrul Secției tehnice a Academiei R.S.R. București, 19 oct., 1983.

Tabelul 1

Aliajele de acumulatoare folosite în R. S. R., %

Sb	Cu	As	Sn	Ag	S
7— 7,5	0,045—0,055	0,090—0,110	0,015—0,025	—	—
10,5—10,8	0,040—0,060	0,09—0,110	—	0,045—0,055	0,002—0,01
6,0— 6,3	—	—	—	—	0,002—0,01
4,0— 4,5	—	—	0,015—0,025	—	—
3,3— 3,5	—	—	0,027—0,033	—	—

Impurităţi admisibile maxime, %

Zn	Ni	Fe	Bi	Sn	As	Cu	S
0,002	0,002	0,005	0,02	—	—	—	0,01
0,002	0,002	0,005	0,02	0,02	—	—	—
0,002	0,002	0,005	0,02	0,02	0,01	0,02	—
0,002	0,002	0,005	0,02	—	0,01	0,02	0,01
0,002	0,002	0,005	0,02	—	0,01	0,02	0,01

Tabelul 2

Compoziţia deşeurilor oxidice prelucrate în cuptoarele electrice, %

Elemente	Pb	Cu	Sn	Zn	Sb	SiO_2	FeO	CaO	Al_2O_3	As	Bi	S
Cenuşă de cuprare	60—70	3—11	1—5	1—4	1—3	0,1—0,5	0,2—1	1—4	0,1—3	—	—	0,5—1,5
Cenuşă alcalină	55—70	0,5—1	7—10	1—4	10—15	0,1—0,3	0,1—0,4	—	—	—	—	—
Praf volatil	40—50	0,5—1	1—3	5—8	1—3	1—4	1—4	0,5—2	1—3	1—2	—	—
Plăci acum. (reţea)	85—91	0,1—0,2	—	1—2	3—10	—	—	—	—	0,01	0,02	—
Pastă de la plăci acumulator	45—48	0,3—0,5	—	2—6	3—5	0,5—1	0,1—0,7	—	—	0,02	—	5—8

cu crom magnezită, iar în zona vetrei cu blocuri de grafit; partea de deasupra creuzetului este formată din trei chesoane metalice prin care circulă apă pentru răcire. Prin mijlocul celor trei chesoane pătrunde cuva cilindrică din tablă cu căptuşeală refractară în interior.

Intensitatea maximă a curentului la electrod este de 12 000 A, iar puterea nominală a cuptorului este de 1 000 kVA. Zgura topită constituie rezistenţa electrică, cu o conductibilitate asemănătoare cu cea a sărurilor topite, care creşte cu ridicarea temperaturii. Cocsul din şarjă are pe lîngă rolul de reducător şi cel de agent termic, prin microarcurile electrice care se formează între diversele bucăţi.

Avantajele topirii electrice constau în:

— posibilitatea utilizării temperaturilor ridicate, ceea ce conduce la şarje cu cantităţi minime de fondanţi, deci reducerea metalului în zgure şi, ca o consecinţă firească, creşterea randamentului metalic;

— diminuarea consumului de cocs pînă la limita strict necesară reducerii deşeurilor oxidice, avînd drept urmare reducerea volumului de gaze CO şi CO_2 provenite din arderea cocsului;

— volumul prafului volatil scade considerabil şi permite prelucrarea deşeurilor prăfoase fără o granulare prealabilă;

— depresiunea care se creează în cuptor preîntîmpină degajarea de gaze şi vapori nocivi în atmosfera de lucru.

Compoziţia şarjei încărcate. Greutatea medie a unei şarje încărcate este de cca 12 t, din care:

— deşeuri oxidice avînd compoziţia prezentată în tabelul 2 (sau plăci uzate) = 9 700 kg = = 80,83 %;

— prafuri volatile = 500 kg = 4,22 %;
— cocs = 450 kg = 3,66 %;
— calcar = 300 kg = 2,50 %;
— fier = 850 kg = 7,08 %;
— nisip cuarţos = 200 kg = 1,66 %.

Plumbul se găseşte în cenuşă sub formă de PbO, PbS, $Sb_2O_5 \cdot 3PbO$, SnO_2PbO, iar în cazul plăcilor uzate de acumulatoare sub formă de PbO, PbS, $PbSO_4$.

Reducerea deşeurilor în cuptorul electric se realizează în condiţiile contactului plumbului cu zgura şi mata.

Principalele reacții sînt următoarele:

$$PbO + C = Pb + CO$$

$$PbS + CaO + C = Pb + CaS + CO$$

Fierul liber scoate plumbul din sulfuri, avînd afinitate mai mare față de sulf:

$$PbS + Fe = Pb + FeS$$

Arsenul, staniul și stibiul trec în cea mai mare parte în plumb, deși afinitatea lor față de oxigen este mai mare decît afinitatea plumbului. Reducerea acestor metale este favorizată de solubilitatea lor în plumb. Arsenul, staniul și stibiul se găsesc în cenușile oxidice aproape în întregime sub formă de arseniați, stanați și antimoniați de plumb și sodiu.

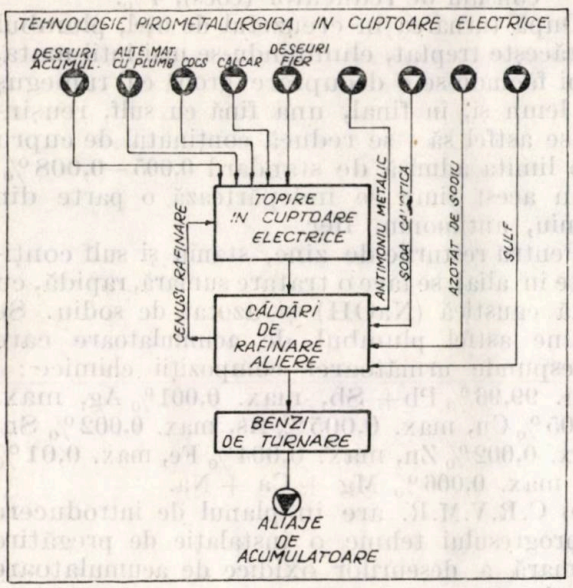


Fig. 1. Tehnologie pirometalurgică în cuptoare electrice

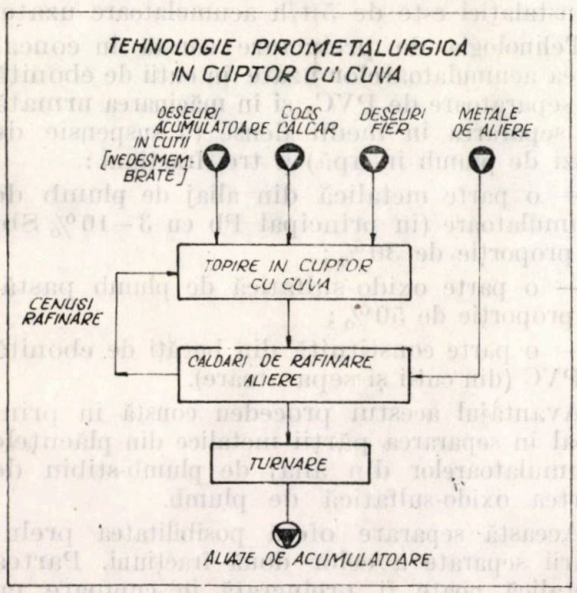


Fig. 2. Tehnologie pirometalurgică în cuptoare cu cuvă

În timpul procesului, aceste combinații se reduc în cea mai mare parte. Reacțiile chimice care au loc sînt de forma:

$$Sb_2O_5 \cdot 3PbO + Pb + C = \underset{\text{aliaj}}{(Sb + Pb)} + CO_2$$

$$Sb_2O_5 \cdot 3\,PbO + \text{mată} + C =$$

$$= (\text{mată cu stibiu}) + CO_2$$

Reducerea arsenului, staniului, stibiului este ușurată de faptul că procesul se realizează în condițiile contactului cu mata și zgura produsă, care dizolvă destul de bine aceste elemente.

În cazul prelucrării nămolurilor și a plăcilor uzate de acumulatoare, plumbul se găsește în cea mai mare parte sub formă de PbS și $PbSO_4$.

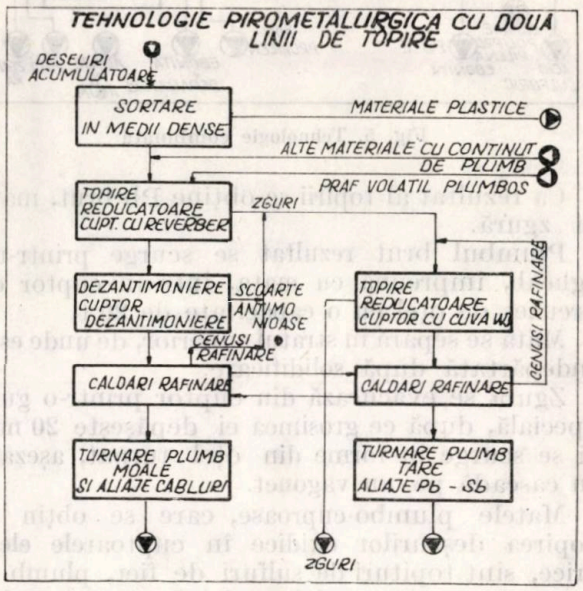


Fig. 3. Tehnologie pirometalurgică cu două linii de topire

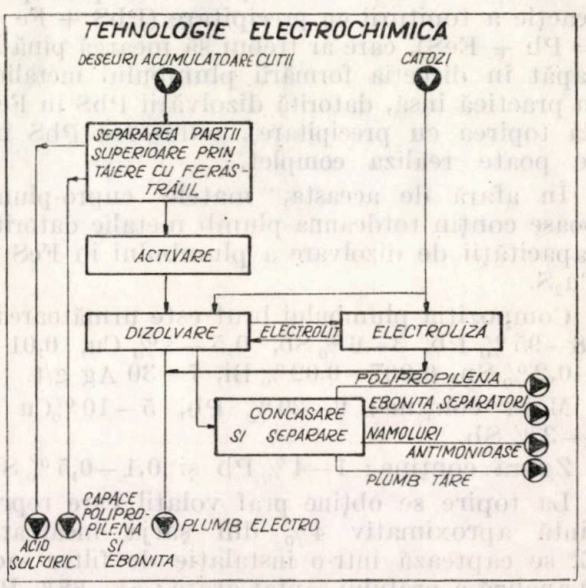


Fig. 4. Tehnologie electrochimică

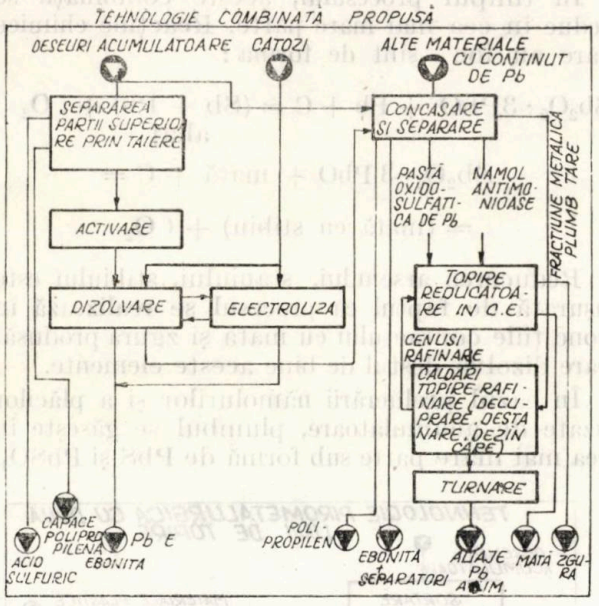


Fig. 5. Tehnologie combinată

Ca rezultat al topirii se obține Pb brut, mată și zgură.

Plumbul brut rezultat se scurge printr-un jgheab, împreună cu mata, într-un cuptor cu creuzet de oțel cu o capacitate de 20 t.

Mata se separă în stratul superior, de unde este îndepărtată după solidificare.

Zgura se evacuează din cuptor printr-o gură specială, după ce grosimea ei depășește 20 mm și se scurge în forme din oțel turnat, așezate în cascadă pe un vagonet.

Matele plumbo-cuproase, care se obțin la topirea deșeurilor oxidice în cuptoarele electrice, sînt topituri de sulfuri de fier, plumb și cupru, cu temperaturi de topire de 900—1 000°C.

Sulfura de fier se obține din principala reacție a topiturii cu precipitare ($PbS + Fe = Pb + FeS$), care ar trebui să meargă pînă la capăt în direcția formării plumbului metalic; în practică însă, datorită dizolvării PbS în FeS (la topirea cu precipitare), reducerea PbS nu se poate realiza complet.

În afară de aceasta, matele cupro-plumboase conțin totdeauna plumb metalic datorită capacității de dizolvare a plumbului în FeS și Cu_2S.

Compoziția plumbului brut este următoarea: 88—95 % Pb, 3—6 % Sb, 0,5—3 % Cu, 0,01—0,2 % Sn, 0,007—0,02 % Bi, 7—30 Ag g/t.

Mata conține: 9—20 % Pb, 5—10 % Cu și 1—3 % Sb.

Zgura conține: 1—4 % Pb și 0,1—0,5 % Sb.

La topire se obține praf volatil care reprezintă aproximativ 4% din șarja încărcată. El se captează într-o instalație de filtre saci. O analiză a prafului captat arată: 51—68 % Pb, 2—6 % Zn, 2—5 % SnO_2, 1,6—3 % Sb_2O_5, 2—5 % Cl, 0,05—0,21 % Al_2O_3, 0,3—0,5 % Fe_2O_3, 0,001 % Bi, 0,05—0,5 % Cu, 3—6 % Cărbune, 0,5—0,8 % SiO_2, 1,5—3 % CaO.

La topirea deșeurilor de acumulatoare în cuptorul electric cu cuvă s-au obținut următorii indicatori:

- cantitatea de șarjă topită — 13,6 t/m², 24 h;
- consumul de energie electrică:
  - 365 kWh/t șarjă;
  - 620 kWh/t plumb;
- extragerea metalului:
  - în plumbul brut în prima fază, 90 %;
  - inclusiv recuperarea prafului, 92 %;
- consumul de fondanți:
  - calcar, 4 %;
  - fier, 8 %;
- consum de reducător (cocs), 4 %.

După turnarea în creuzetul de oțel, plumbul se răcește treptat, eliminîndu-se mai întîi mata, apoi făcîndu-se o decuprare grobă cu rumeguș de lemn și, în final, una fină cu sulf, reușindu-se astfel să i se reducă conținutul de cupru sub limita admisă de standard 0,005—0,008 %.

În acest timp se îndepărtează o parte din staniu, antimoniu, fier.

Pentru resturile de zinc, staniu și sulf conținute în aliaj, se face o tratare sumară, rapidă, cu sodă caustică (NaOH) și azotat de sodiu. Se obține astfel plumbul de acumulatoare care corespunde următoarei compoziții chimice: min. 99,96 % Pb + Sb, max. 0,001 % Ag, max. 0,005 % Cu, max. 0,005 % As, max. 0,002 % Sn, max. 0,002 % Zn, max. 0,004 % Fe, max. 0,01 % Bi, max. 0,006 % Mg + Ca + Na.

b) C.R.V.M.R. are în planul de introducere a progresului tehnic o instalație de pregătire primară a deșeurilor oxidice de acumulatoare de plumb.

Capacitatea proiectată de prelucrare primară a instalației este de 5 t/h acumulatoare uzate.

Tehnologia de prelucrare constă în concasarea acumulatoarelor uzate în cutii de ebonită cu separatoare de PVC, și în măcinarea urmată de separarea în medii dense (o suspensie de oxizi de plumb în apă) a trei fracțiuni:

— o parte metalică din aliaj de plumb de acumulatoare (în principal Pb cu 3—10 % Sb) în proporție de 30 %;

— o parte oxido-sulfatică de plumb pastă, în proporție de 50 %;

— o parte constituită din bucăți de ebonită și PVC (din cutii și separatoare).

Avantajul acestui procedeu constă în principal în separarea părții metalice din plăcuțele acumulatoarelor din aliaj de plumb-stibiu de partea oxido-sulfatică de plumb.

Această separare oferă posibilitatea prelucrării separate a celor două fracțiuni. Partea metalică poate fi prelucrată în cuptoare cu creuzet de oțel, obținîndu-se aliajul plumb-sti-

biu care, printr-o schemă sumară de rafinare-aliere, poate fi adus la sortimentul dorit. Partea oxido-sulfatică poate fi tratată după uscare și eventual peletizare în cuptoare electrice sau după tehnologia aplicată azi pentru deșeurile de acumulatoare, obținîndu-se un plumb brut, moale, din care, prin rafinare termică sau electrolitică, se obține plumbul standardizat.

Prin acest procedeu se pot realiza economii considerabile de antimoniu metalic, care în prezent se importă, și de energie electrică.

Odată cu punerea în funcțiune a acestei instalații se vor putea prelucra toate materialele refolosibile pe bază de plumb colectate în țară.

c) Prin amplificarea capacității de topire a materialelor refolosibile de plumb din grupa oxizi, în țara noastră se prelucrează integral materialele colectate.

Procedee moderne aplicate industrial în alte țări pentru prelucrarea materialelor refolosibile din plumb

Principalele procese pirometalurgice aplicate pentru prelucrarea materialelor refolosibile de plumb utilizează cuptoare tip WJ (cu cuvă), cuptoare cu reverberație și cuptoare rotative.

Majoritatea uzinelor realizează un proces care constă în prepararea materiei prime, urmată de topirea reducătoare și rafinarea plumbului brut obținut cu diferite variante de scheme tehnologice.

Operațiile principale, în funcție de produsele finite care se dorește să fie obținute, sînt următoarele :

— prepararea materiei prime axată aproape exclusiv pe procedeul de sortare în medii dense ;

— topirea fracțiunii metalice ;

— topirea reducătoare a pastei sulfato-oxidice (pasta de acumulatoare) a cenușilor de la rafinarea termică și a prafului captat de la instalațiile de filtrare ;

— rafinarea plumbului brut obținut în majoritatea industriilor pe cale termică și în cantități relativ reduse pe cale electrolitică.

Se consideră ca cele mai reprezentative și mai recente procedee pirometalurgice de prelucrare a materialelor refolosibile cele aplicate la Uzina din Krautscheld — R.F.G. și Combinatul Albert Funk din Freiberg — R.D.G.

Uzina din Krautscheld utilizează procedeul VARTA de topire directă a deșeurilor oxidice de plumb (cutiile întregi de acumulatoare — nemărunțite — și a deșeurilor de fabricație ale fabricilor de baterii) în cuptorul cu cuvă. Prin descompunerea termică a materialelor organice din baterii, a materialelor din carcase și separatoare, se obțin gaze volatile care sînt evacuate cu gazele de cuptor și produse de cocsificare care sînt oxidate de aerul insuflat. Cea mai mare parte a acidului clorhidric rezultat prin descompunerea PVC din separatoare reacționează cu compușii de plumb formînd clorura de plumb ($PbCl_2$) care este evacuată cu gazele. Compușii anorganici din carcasă trec în zgură.

Bilanțul carbonului arată că pentru 1 t de acumulatoare uzate se obțin 2 200 Nm^3 gaze cu $Co + CO_2$, care conțin 315 kg carbon, din care 140 kg sînt rezultate din cocsul introdus și 175 kg din materialele organice (carcase și separatoare).

În bateriile supuse prelucrării rămîne adesea peste 40% din acidul sulfuric conținut în bateriile noi, parțial liber, parțial sub formă de sulfat de plumb.

În cuptorul cu cuvă, acesta se reduce și, împreună cu fierul introdus în șarjă, trece în FeS care se matifică. În mată trec 25—30 kg sulf pe tona de plumb brut extras. În gazele de cuptor, conținutul de sulf este redus, nedepășind 80—120 mg/Nm^3.

Procesul de topire are trei trepte :

— reducerea în cuptorul cu cuvă ;

— arderea suplimentară a gazelor rezultate din cuptor ;

— filtrarea gazelor reziduale.

Producția este de 19 000—25 000 t/an plumb, în funcție de conținutul materiei prime.

În cuptor se încarcă șarja formată din materialele recuperabile din plumb, în principal baterii ca atare cu carcase, separatoare, elemente de fier, materiale refolosibile din fier, oxizi de fier (Fe_3O_4), calcar și o parte din zgura produsă (zgură retur).

Procesul are loc la temperatura maximă de 1 100°C, obținîndu-se plumbul brut, mată și zgură. Plumbul brut colectat în creuzetul cuptorului de topire trece în antecreuzet, de unde este turnat în blocuri de cca 1 t. Mata și zgura în stare topită sînt descărcate prin orificiile corespunzătoare în oale tronconice, separîndu-se prin răcire.

Gazele rezultate conțin cca 20% CO_2 și 8% CO, produse de cracare organice și praf în cantitate de 10—20 g/m^3.

În prima fază se supun arderii componenții combustibili, după o amestecare cu o cantitate corespunzătoare de aer.

Încălzirea gazelor se face la 850°C, cu ajutorul a două injectoare cu combustibil lichid așezate la un unghi de 90° față de direcția acestora. Viteza gazelor este corespunzătoare menținerii lor atît timp cît este necesar pentru arderea combustibililor gazoși și a particulelor organice fine lichide sau solide.

Înainte de desprăfuirea în filtrele cu saci, gazele se răcesc la 150°C. Gazele filtrate conțin sub 4 mg/Nm^3 pulberi cu 30% plumb, ceea ce asigură o concentrație mai mică de 1,5 mg Pb/Nm^3.

Praful de la filtre, care rezultă în cantitate de 30—40 kg pe tona de plumb produsă, conținînd 70—75% clorură de plumb, este granulat și transformat prin prelucrare chimică în carbonat de plumb care, după brichetare, este trimis în cuptorul cu cuvă pentru recuperarea plumbului.

Pierderile de plumb prin trecerea în mată sînt sub 1%. Zgura conține 0,03—0,04% Pb. Se apreciază un randament al fazei de topire de 99% pentru plumb.

Plumbul brut este rafinat în cuptoare cu capacitate de 100 t și adus la titlu pentru obținerea aliajelor de acumulatoare, apoi turnat în lingouri de 40 kg.

Uzina de prelucrare a materialelor refolosibile din plumb din Combinatul Albert Funk din Freiberg — R.D.G. prelucrează anual, pe două linii tehnologice, 120 000 t deșeuri de acumulatoare și 7 600 t alte materiale cu conținut de plumb, achiziționate de la alte întreprinderi.

În prima linie este prevăzută o instalație de prelucrare primară, două cuptoare de reducere cu reverberație, un cuptor de dezantimoniere, cuptoare cu căldări de oțel pentru rafinare, o instalație de turnare pe bandă, obținîndu-se ca produse plumbul moale 12 000 t/an și aliajele de cabluri 20 000 t/an.

În instalația de prelucrare primară a deșeurilor de acumulatoare, cutiile sînt concasate și măcinate, materialele plastice din carcase și separatoare fiind separate de cele care conțin plumb printr-un sistem de separare în medii dense, constituit chiar din suspensia de pastă de acumulatoare în apă.

Linia a doua este prevăzută cu un cuptor cu cuvă (WJ), care prelucrează zgurele antimonioase rezultate de la cuptoarele de reverberație, de la cuptorul de dezantimoniere și de la cuptoarele cu căldări de oțel din prima linie și a doua linie, de la căldările de rafinare și de la instalația de turnare pe bandă. Din această a doua linie se obține plumbul tare- antimonios 48 000 t/an.

Instalația realizează un randament de extracție în plumb de 97% la un consum pe tona de plumb produs de: 280 kWh energie electrică; 310 Nm^3 gaze; 60 kg praf de cocs; 65 kg cocs metalurgic.

Degajările maxime realizate în spațiul de lucru sînt de 100 g/Nm^3 plumb, datorită unor instalații de captare cu filtre saci, iar gazele filtrate cu conținut de 7 μg/Nm^3 plumb sînt trimise la un coș de dispersie.

Praful colectat este recirculat la cuptoarele cu reverberație.

Pe plan mondial, în ultimii ani, industria plumbului secundar se confruntă cu o serie de probleme majore ca:

— înlocuirea cutiilor de ebonită casante cu cutii de polipropilenă mai rezistente, care produc dificultăți procesului de preparare;

— reținerea în cutii a unor cantități de acid, care conduc la creșterea coroziunii la depozitare și manipulare;

— exigență sporită, privind puritatea plumbului produs;

— un control riguros al poluării mediului înconjurător, cu standarde stricte privind concentrațiile maxime admise de plumb, care conduc la creșterea costurilor pentru investiții și exploatare.

Pentru a depăși deficiențele instalațiilor de purificare a gazelor și a celor de prelucrări metalurgice, s-au căutat procese noi și s-a trecut la studiul și aplicarea tehnologiei electrochimice.

Astfel, la Santena — Italia funcționează din decembrie 1979 o instalație demonstrativă, semiautomată, pentru extracția plumbului din deșeuri de acumulatoare, cu o capacitate de 2 000 t/an plumb electrolitic.

Caracteristicile procedeului sînt:

— producerea directă într-o singură fază a plumbului de mare puritate 99,99%;

— randamente de extracție foarte mari;

— consum redus de energie;

— operațiile fiind executate la temperatura mediului ambiant nu există poluare, ceea ce conduce la eliminarea instalațiilor de ventilație și la reducerea costurilor de investiții și exploatare;

— manipularea bateriilor și rafinarea electrolitică sînt complet automatizate, conducînd la reducerea numărului de muncitori.

Procedeul începe cu pregătirea cutiilor, adică separarea prin tăiere cu ferăstrăul a părții superioare, scurgerea acidului sulfuric, activarea, dizolvarea și electroliza din care se obțin catozii de plumb, separarea în medii a carcaselor și separatoarelor de deșeurile de plumb tare și nămol antimonios.

Bateriile uzate achiziționate se trec la operația automată de tăiere a fundului cu ferăstrăul. În acest timp, se îndepărtează soluția de acid sulfuric, care este neutralizată într-o instalație separată.

Acumulatoarele astfel preparate se încarcă pe rastele, se trec într-o baie cu apă, apoi rastelele sînt conectate electric supunîndu-se la operația de activare, catozii fiind plăci de plumb.

Grătarele de anozi activate sînt trecute la celulele de electroliză, unde funcționează ca anozi solubili într-o soluție de fluoborat de plumb ca electrolit. Catozii sînt plăci de plumb cu suprafața de 3 m^2, amplasate în fața rastelurilor de anozi.

Anozii se schimbă la două zile, iar catozii, la 9—10 zile.

La electroliza în celule, identice cu cele de la dizolvare, se recirculă electrolitul în flux continuu cu anozi insolubili și catozi din plumb, pentru depunerea excedentului de plumb dizolvat în faza anterioară și menținerea concentrației optime pentru dizolvare .

Țevile și căptușelile băilor sînt din PVC.

Caracteristicile electrice ale procesului sînt :

— densitatea de curent (catodică), 160 A/dm^2 ;

— tensiunea celulei, 2,5V ;

— randamentul de curent, 93%.

Consumul de energie electrică pentru electroliză este de 800 kWh, pentru lucrări auxiliare, 200 kWh și de acid fluoboric (50%) 1,1 kg pentru tona de plumb electrolitic.

Concluzii și propuneri

Materialele refolosibile din plumb sînt prelucrate parțial în prezent, cca 10 000 t din resursele de plumb exprimate în metal extractibil rămînînd anual în stoc. În anul 1985, după intrarea în funcțiune a capacității de la Baia Mare-Firiza, se vor putea prelucra toate resursele de materiale refolosibile din plumb prevăzute în planul de colectare.

Uzinele de recuperare a plumbului secundar, care folosesc tehnologia de topire a materiei prime în cuptoare electrice cu electrozi, obținînd plumbul cu antimoniu utilizat la elaborarea aliajelor de acumulatoare și parțial trimis la rafinarea electrolitică. Tehnologia aplicată permite obținerea unui plumb cu 2—4% antimoniu, pentru care după rafinarea termică sînt necesare pentru aliere cca 600 t antimoniu anual din import. În același timp cantitatea de plumb-antimoniu rezultat depășește necesitățile economiei, fiind necesară o rafinare electrolitică.

La nivelul necesităților economiei naționale de plumb și aliaje din plumb, se propune o tehnologie optimă de prelucrare a materialelor recuperabile oxidice de plumb, care să țină seamă de dotările existente:

— Electroliza directă a cca 14 000 t/an acumulatoare uzate — pentru obținerea plumbului electrolitic (cca 10 000 t), respectiv a excedentului de plumb, după acoperirea necesarului de aliaje de acumulatoare pe economie. Pasta și nămolul rezultate, conținînd plumbul și întreaga cantitate de antimoniu, vor fi separate de resturile de carcase și separatoare, precum și de o fracțiune metalică în instalația de sortare în medii dense. Prin prelucrarea pastei și a nămolului în cuptoarele electrice de topire existente, se obține plumbul tare, bogat în antimoniu, care se va folosi în locul antimoniului din import la fabricarea aliajelor de acumulatoare.

— Pregătirea restului de acumulatoare uzate în instalația de sortare în medii dense :

— Prelucrarea în cuptoarele electrice existente a celor două fracțiuni (metalică și oxidosulfatică) și a tuturor materialelor recuperabile oxidice colectate, cu obținerea plumbului brut tare, rafinarea și alierea cu plumbul bogat în antimoniu, rezultat din topirea reducătoare a fracțiunilor metalice, pastei și nămolului de la istalația de electroliză.

Procedeul propus valorifică integral întreaga resursă de materie primă secundară dînd, printr-un număr minim de faze tehnologice, produse la cele mai înalte niveluri calitative (PbE aliaje de acumulatoare).

Prin reducerea numărului fazelor și utilizarea celor mai noi tehnologii, se mărește producția de metal prin creșterea randamentului de extracție, se valorifică integral antimoniul, separîndu-l în produsul care este element util (plumbul tare pentru acumulatoare), conducînd la eliminarea importului acestui metal scump și deficitar ; se folosesc în cea mai mare măsură dotările existente (instalația de sortare în medii dense, instalația de topire în cuptoare electrice, instalația de electroliză cu unele completări specifice) ; se reduc consumurile energetice cu cca 400 kWh pe tona de produs.

Progrese în rafinarea electrolitică a cuprului prin folosirea electroliților organici și prin purificarea electrolitului din electroliza convențională*

Prof. dr. ing. N. Petrescu
Institutul politehnic — București
dr. chim. Lucia Ganovici și
chim. Mirela Briţchi
Centrul de chimie fizică — ICECHIM
București

CZ : 541.135 : 669.3

Rafinarea electrolitică a cuprului a constituit pînă nu de mult un proces transpus la scară industrială printr-o tehnologie devenită clasică, căreia curgerea deceniilor nu i-a adus prea multe modificări.

Introducerea unor perfecționări de esență în această tehnologie s-a produs în momentul apariției unor concepții noi în strategia producerii materialelor. Un astfel de mod nou de gîndire a constat în reformularea condițiilor de calitate, respectiv de puritate a cuprului, pentru a corespunde cerințelor unor noi tehnologii prelucrătoare, cum este de exemplu tehnologia de obținere a firelor conductoare cu diametre de zeci de microni. Modificarea concepțiilor privind consumul de energie pentru producerea materialelor a stimultat cercetările și în domeniul electrolizei de rafinare, determinînd abordarea unor căi noi de investigație sau reluarea unor idei vechi ce pot fi valorificate cu posibilitățile tehnice actuale.

Inovații importante în electroliza de rafinare a cuprului au fost introduse în scopul intensificării procesului, respectiv al măririi densității de curent. Pe această cale sînt obținute efecte economice atît la capitolele investiții și cheltuieli de exploatare, cît și prin reducerea consumului de energie, cum este de exemplu folosirea mai eficientă a energiei termice de încălzire a electrolitului.

Dacă o anumită creștere a densității de curent poate fi produsă fără o creștere corespunzătoare a tensiunii pe celulă, economia de energie este și mai evidentă, de data aceasta fiind micșorată direct energia electrică consumată la electroliză. Un asemenea efect poate fi obținut prin realizarea unei mai bune conductibilități electrice între electrozi, folosind fie metode clasice, cum sînt creșterea concentrației ionilor metalici în soluție, creșterea concentrației de acid, încălzirea electrolitului, îmbunătățirea circulației electrolitului, fie metode noi a căror aplicare necesită uneori modificări fundamentale ale structurii și geometriei celulei de electroliză. Printr-o astfel de metodă s-a urmărit o creștere deosebit de mare a suprafeței catodice, ceea ce a condus la realizarea așa-numitului catod tridimensional sub formă de pat fluidizat ; în alte metode s-a acționat pentru micșorarea stratului limită de difuzie prin utilizarea unei agitații intense a electrolitului de la suprafața catozilor cu ajutorul unui curent de aer. Pe baza acestor principii au fost construite la scară industrială noi tipuri de celule de electroliză, în special pentru reducerea cuprului din soluțiile de la solubilizarea unor materii prime. Mai dificil de aplicat în practică apare soluția electrodului rotativ [6], a cărei eficiență a fost verificată la scară de laborator.

Creșteri importante ale densității de curent prin depolarizarea electrozilor pot fi obținute și prin alte metode care au stat în atenția cercetătorilor în ultimul timp, cum sînt utilizarea ultrasunetelor sau a curenților inversați periodic [1]—[4]. Aceste din urmă metode au avantajul că pot fi aplicate și în celule de construcție tradițională.

O altă direcție urmată de cercetările pentru perfecționarea electrolizei de rafinare a cuprului a constat în intervenția în chimismul proceselor din electrolit. Folosirea unor reacții ale elementelor nocive din electrolit, cu agenți chimici convenabil aleși, poate conduce la eliminarea acestor elemente și menținerea unui grad ridicat de puritate al electrolitului. O metodă de electroliză principial diferită constă în utilizarea unor noi tipuri de electroliți, care permit stabilizarea în soluție a ionilor monovalenți de cupru [5], [6]. Ionii monovalenți de cupru pot fi transportați în electrolit și descărcați la catod cu un curent electric de două ori mai mic decît curentul folosit pentru descărcarea ionilor bivalenți.

În cercetările efectuate asupra electrolizei de rafinare a cuprului, s-a urmărit studierea unor noi condiții de funcționare a electrolizei, ce pot fi aplicate în instalațiile de rafinare electrolitică a cuprului din R.S.R., implicînd cheltuieli minime, dar care pot avea efecte importante asupra purității cuprului obținut, asupra consumului de energie și asupra creșterii productivității celulelor. În aceste cercetări s-au studiat folosirea curenților inver-

* Prezentat la sesiunea științifică „Tendințe noi în metalurgie", în cadrul Secției tehnice a Academiei R.S.R. București, 19 oct., 1983.

saţi periodic, metode de purificare a electrolitului şi utilizarea electroliţilor organici în care sînt stabili ionii monovalenţi de cupru.

Lucrarea se referă la aceste din urmă cercetări. În ultima decadă s-a pus în evidenţă proprietatea unor solvenţi organici pe bază de nitrili de a solvata ionii metalici, cum sînt ionii de argint sau de cupru monovalent. Ionii de cupru monovalent nu sînt stabili în soluţii apoase, datorită tendinţei lor puternice de a disproporţiona în ioni cuprici şi cupru metalic, constanta de echilibru a acestei reacţii avînd valoarea de $10^6 \cdot M^{-1}$. Dacă solvatarea ionilor cuproşi se face în prezenţa nitrililor organici în raport de 2—4 moli nitrili per mol de ion cupros, se pot folosi amestecuri nitrili organici--apă-acid sulfuric, în care ionii cuproşi sînt stabili, constanta de echilibru a reacţiei de disproporţionare modificîndu-se de la $10^6 \cdot M^{-1}$ pentru soluţii apoase la $10^{-9} - 10^{-10}$ M^{-1} în soluţiile cu nitrili organici.

Electroliza cuprului din aceste soluţii s-a încercat pînă în prezent numai la densităţi mici de curent, în comparaţie cu electroliza din soluţii de sulfat cupric [5].

În cercetările întreprinse s-a urmărit determinarea condiţiilor de electroliză din soluţii de nitrili organici, la aplicarea unor densităţi de curent comparabile cu electroliza clasică.

O problemă cheie care a trebuit să fie rezolvată în aceste condiţii de electroliză a constat în aplicarea de măsuri pentru anihilarea tendinţei de oxidare în timpul electrolizei ionilor cuproşi la ioni cuprici.

S-a lucrat cu soluţii cu 240 g/l acetonitril, 200 g/l H_2SO_4, cu aditivi NaCl, thiouree şi gelatină, cu 18 g/l NH_3, condiţii în care s-au realizat diferite concentraţii de ioni cuproşi. Densităţile de curent au fost cuprinse între 40 şi 200 A/m².

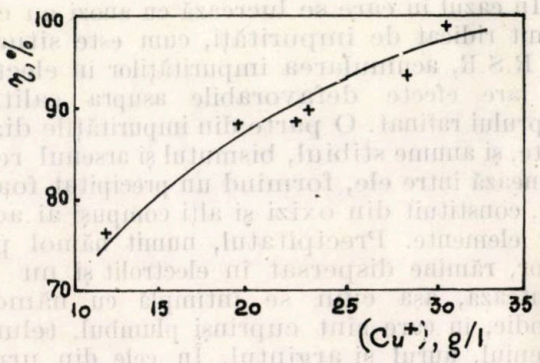


Fig. 1. Variaţia randamentului de curent în funcţie de concentraţia ionilor cuproşi din electrolit

În figura 1 este redată variaţia randamentului de curent în funcţie de concentraţia ionilor cuproşi, în cazul lucrului cu densităţi mari de curent. Se observă că electroliza funcţionează cu randamente de curent peste 97% numai la concentraţii ale ionilor cuproşi de 30 g/l sau mai mari. Între 30 şi 15 g/l ioni cuproşi există o scădere a randamentului de curent pînă la 80%. Se consideră că această scădere are loc datorită reacţiilor ciclice de reducere parţială la catod a cuprului bivalent sau de oxidare la anod a cuprului monovalent. Scăderea în continuare a concentraţiei ionilor cuproşi sub 15 g/l produce fenomene de polarizare anodică, care pot merge pînă la întreruperea curentului.

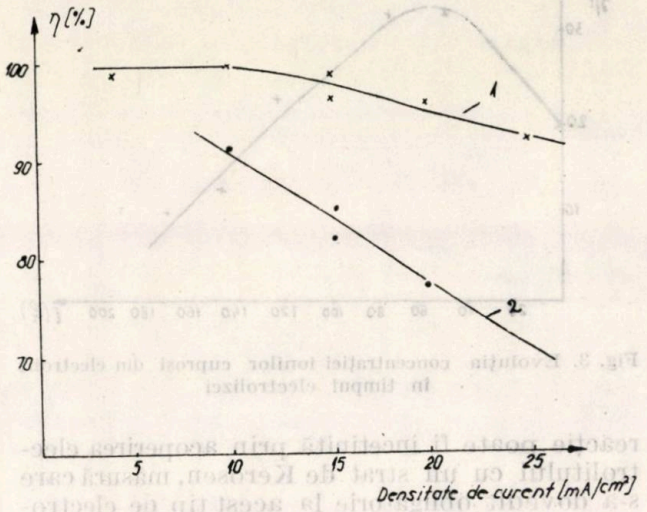


Fig. 2. Variaţia randamentului de curent în funcţie de densitatea curentului catodic:
1 — $[Cu^+] > 20$ g/l; *2* — $[Cu^+] < 20$ g/l

Influenţa densităţii de curent asupra randamentului Faraday este redată în figura 2. Curba *1* arată o scădere în limite rezonabile a randamentului de curent, la creşterea densităţii de curent pînă la 250 A/m², dacă sînt menţinute concentraţii ridicate ale ionilor cuproşi apropiate de 30 g/l. La concentraţii ale ionilor cuproşi ceva mai mari de 10 g/l, scăderea randamentului de curent cu densitatea de curent este dramatică.

Menţinerea unei concentraţii a ionilor cuproşi de 30 g/l sau cel puţin între 20 şi 30 g/l în timpul electrolizei nu este o operaţie simplă. În figura 3 este redată evoluţia concentraţiei ionilor cuproşi la o electroliză tipică cu densităţi mari de curent. Se observă că începînd electroliza cu o soluţie cu 20 g/l ioni cuproşi, după 50 h concentraţia ionilor cuproşi se ridică la peste 30 g/l, datorită reducerii ionilor cuprici existenţi în electrolit, după care, datorită proceselor de oxidare chimică şi electrochimică, se produce o scădere continuă a concentraţiei de ioni cuproşi. S-a urmărit diminuarea acestui proces de oxidare, folosind mai multe metode.

S-a remarcat existenţa unei concentraţii mai mari de ioni cuproşi în electroliţii preparaţi cu amoniac decît în cei fără amoniac,

ceea ce arată că amoniacul contribuie la stabilizarea complexului cupros cu acetonitril și la fixarea unui număr mai mare de ioni cuproși în complex.

Un factor important de scădere a concentrației ionilor cuproși îl constituie oxidarea lor la ioni cuprici cu oxigenul din aer. Această

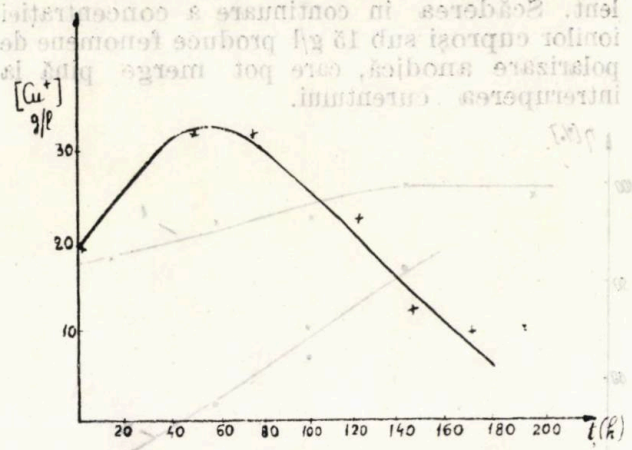


Fig. 3. Evoluția concentrației ionilor cuproși din electrolit în timpul electrolizei

reacție poate fi încetinită prin acoperirea electrolitului cu un strat de Kerosen, măsură care s-a dovedit obligatorie la acest tip de electroliză.

S-a încercat deplasarea echilibrului reacției $Cu + Cu^{+2} \rightleftharpoons 2\,Cu$ de la stînga spre dreapta, prin introducerea de pulbere de cupru în electrolit. În figura 4 este reprezentată creșterea concentrației de ioni cuproși după introducerea pulberii de cupru în celula de electroliză.

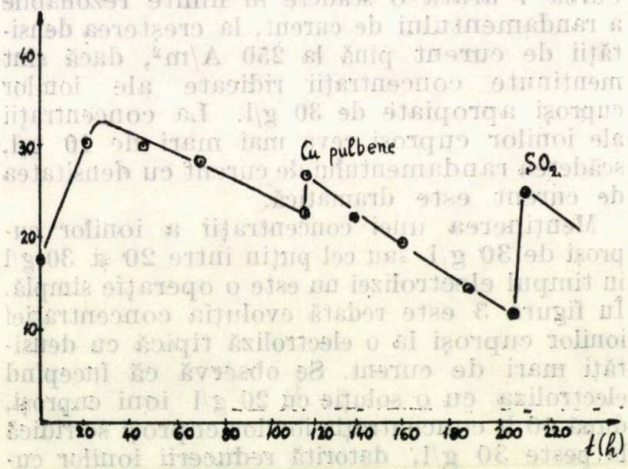


Fig. 4. Efectul de creștere a concentrației ionilor cuproși în electrolit, prin adăugarea pulberii de cupru sau prin barbotarea SO_2

O cale mult mai eficientă de menținere în electrolit a unei concentrații ridicate de ioni cuproși o constituie reducerea ionilor cuprici la ioni cuproși cu ajutorul SO_2. În figura 4 este redat efectul de creștere a concentrației ionilor cuproși în electrolit, după ce prin soluție a fost trecut timp de cîteva minute un curent de SO_2. Concentrația ionilor cuproși a crescut de la un nivel situat sub limita unor condiții satisfăcătoare pentru electroliză, la valoarea de 25 g Cu^+/l, la care electroliza se desfășoară cu un randament de curent convenabil. Avînd în vedere rolul eficient de reducător al SO_2, este necesar ca o parte din electrolitul care în mod obișnuit este recirculat să fie supusă unui proces continuu de reducere cu SO_2. Concomitent este necesar să fie aplicate și alte măsuri, care s-au dovedit eficiente pentru stabilizarea în soluție a ionilor cuproși (introducerea în electrolit a pulberii de cupru, acoperirea electrolitului cu un strat de Kerosen).

Au fost studiați și alți parametri ai electrolizei, cum sînt conținutul de aditivi, influența agitației electrolitului și influența temperaturii asupra randamentului de curent, precum și asupra calității depozitului și a purității cuprului.

Nu se prezintă aici în detaliu toate rezultatele obținute, dar se menționează cîteva date asupra purității cuprului rezultat din această electroliză.

Din analiza impurităților prin activare neutronică și spectroscopie de radiații γ a rezultat că, plecînd de la un cupru cu un conținut de impurități de cca 5 000 ppm, se poate obține un cupru comparabil cu cuprul de puritate înaltă obținut prin electroliza convențională. De exemplu, conținutul de Sb este redus de la 1 700 la 1—6 ppm, iar cel de argint, de la 1 016 la 3—20 ppm.

O altă problemă care a făcut obiectul cercetărilor s-a referit la purificarea electrolitului obișnuit, format din sulfat de cupru și acid sulfuric, în vederea creșterii purității cuprului catodic.

În cazul în care se lucrează cu anozi cu conținut ridicat de impurități, cum este situația în R.S.R, acumularea impurităților în electrolit are efecte defavorabile asupra calității cuprului rafinat. O parte din impuritățile dizolvate, și anume stibiul, bismutul și arsenul reacționează între ele, formînd un precipitat foarte fin, constituit din oxizi și alți compuși ai acestor elemente. Precipitatul, numit nămol plutitor, rămîne dispersat în electrolit și nu decantează, așa cum se întîmplă cu nămolul anodic, în care sînt cuprinși plumbul, telurul, seleniul, aurul și argintul. În cele din urmă, nămolul plutitor este încorporat mecanic în catozi, impurificîndu-i. În principiu, există și posibilitatea de a se forma, din arsenul pentavalent, stibiul, și bismutul trivalenți, un arseniat de stibiu și bismut cristalin, care decantează și trece în nămolul anodic. Condiția ca să nu se formeze nămol plutitor este ca stibiul pentavalent să nu depășească 0,05 g/l

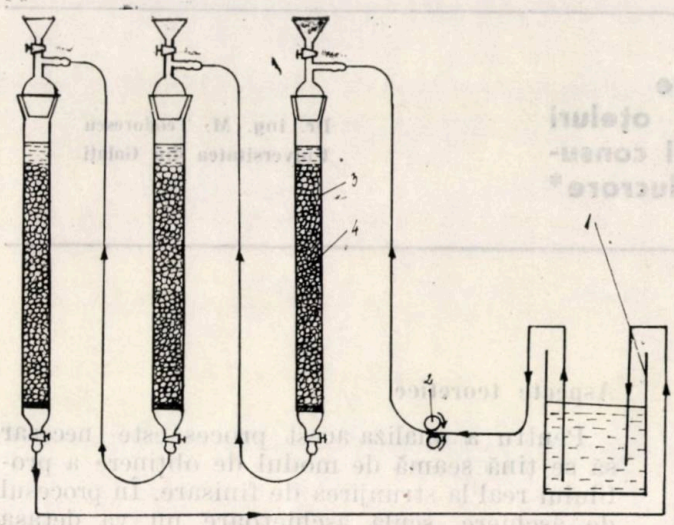


Fig. 5. Instalaţia folosită pentru purificarea electrolitului cu acid β-stanic :
1 — rezervor cu electrolit ; 2 — pompă peristaltică ; 3 — coloane de sticlă ; 4 — pastile de acid β-stanic

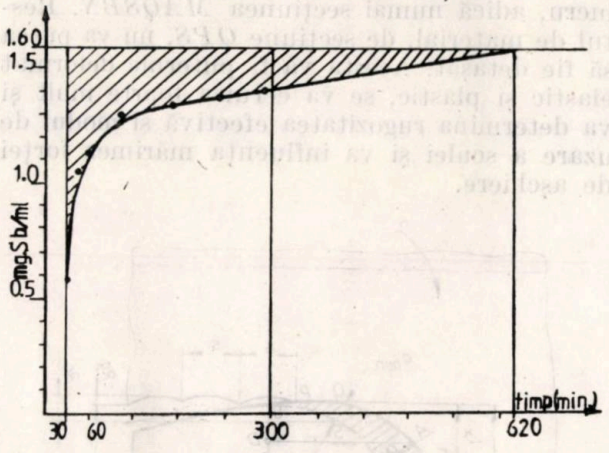


Fig. 6. Variaţia concentraţiei de Sb în efluent la o viteză de trecere a electrolitului prin coloana cu acid β-stanic de 1,6 cm^3/min. cm^2

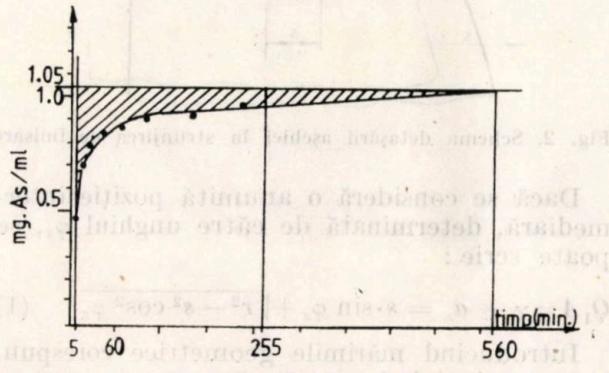


Fig. 7. Variaţia concentraţiei de As în efluent, la o viteză de trecere a electrolitului prin coloana cu acid β-stanic de 1,6 cm^3/min. cm^2

sau ca stibiul total, trivalent şi pentavalent, să se situeze sub limita de 0,2 g/l. În unele lucrări această limită se consideră mai ridicată pînă la 0,5 g Sb/l. În condiţiile electrolizei din R. S. R., electrolitul conţine de cca două ori mai mult stibiu decît valoarea superioară a limitei sus-menţionate şi de peste patru ori mai mult stibiu decît valoarea inferioară a acestei limite.

În scopul împiedicării formării nămolului plutitor s-a experimentat o metodă de purificare a electrolitului de stibiu, bismut şi arsen, şi anume reţinerea ionilor acestor metale de către acidul β-stanic, substanţă insolubilă în electrolit. Metoda experimentată a constat în trecerea electrolitului prin una sau mai multe coloane conţinînd pastile de acid β-stanic (fig. 5). Analizînd periodic soluţiile care părăsesc coloanele, s-a calculat cantitatea de stibiu adsorbit sub forma diferenţei între conţinutul de stibiu în soluţia iniţială şi în efluent (porţiunea haşurată din fig. 6). În figura 7 este redată în acelaşi mod adsorbţia arsenului de către acidul β-stanic.

Din extrapolarea curbelor şi prin calcularea suprafeţei haşurate de deasupra acestora se obţin capacităţile totale de reţinere a ionilor de către acidul β-stanic. S-a lucrat cu soluţii de diferite compoziţii, conţinînd fie numai ioni de stibiu, fie numai ioni de arsen, fie ambii ioni. Capacitatea totală de reţinere a ionilor individuali de stibiu din soluţii, avînd compoziţia electrolitului de la electroliza cuprului, este de 7,8 g Sb la 1 kg de acid β-stanic. În aceleaşi condiţii de lucru, capacitatea totală de reţinere a arsenului are o valoare asemănătoare şi anume 7,3 g As/1 kg acid β-stanic. De remarcat că, variind compoziţia electrolitului sau lucrînd cu alte tipuri de soluţii, de exemplu clorhidrice, se obţin capacităţi totale de adsorbţie a arsenului sau stibiului care nu diferă mult de cele prezentate mai înainte. Lucrînd cu electroliţi care conţin ambii ioni, a rezultat că 1 kg acid β-stanic poate reţine maximum 6,75 g Sb, împreună cu 6,4 g As.

Un rezultat important al cercetărilor efectuate a constat în faptul că acidul β-stanic poate fi regenerat cu acid clorhidric, printr-un proces asemănător eluţiei răşinilor schimbătoare de ioni, aceeaşi cantitate de acid β-stanic putînd fi utilizată în procese repetate de adsorbţie a stibiului şi arsenului din electrolit şi de desorbţie cu acid clorhidric. Acidul clorhidric poate fi supus unei operaţii de separare a arsenului şi stibiului, ceea ce permite valorifiarea acestor elemente şi regenerarea acidului pentru un nou proces de recuperare a arsenului şi stibiului reţinute de acidul β-stanic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wöbking, H. şi Wörz, H. În : Erzmetall, 33, 1980, 395.

[2] Owen, M. şi Iacobi, J. S. În : J. Metals, 4, 1975, p. 10.

[3] Orehov, M A. şi Krivonosov, B. A. În : Tvetn. Met., nr. 8, 1980, p. 18.

[4] Petrov, D. În : Erzmetall, 27, 1974, p. 114.

[5] Muir, D. M., Parker, A. J., Sharp, J. A. şi Waghorne, W. E. În : Hydrometallurgy, nr. 1, 1975, p. 61—77.

[6] Brown, A. P., Loutfy, L. O., Cook, G. M şi Yao, N. P. În : J. Metals, nr. 7, 1981, p. 49.

Corelația între structură, caracteristicile mecanice și prelucrabilitatea la unele oțeluri carbon și aliate, în vederea reducerii consumului de materiale și energie la prelucrare*

Dr. ing. M. Teodorescu
Universitatea din Galați

CZ : 669.14 : 621.9.011

Prelucrabilitatea, ca proprietate tehnologică, trebuie să reprezinte atît capacitatea de prelucrare a unui material, cît și comportarea sa în timpul procesului de prelucrare și trebuie să caracterizeze neapărat cuplul material piesă-material sculă. La prelucrările prin așchiere, prelucrabilitatea se poate aprecia cu ajutorul criteriilor de bază, a căror legătură cu parametrii primari și intermediari se prezintă în figura 1 [3].

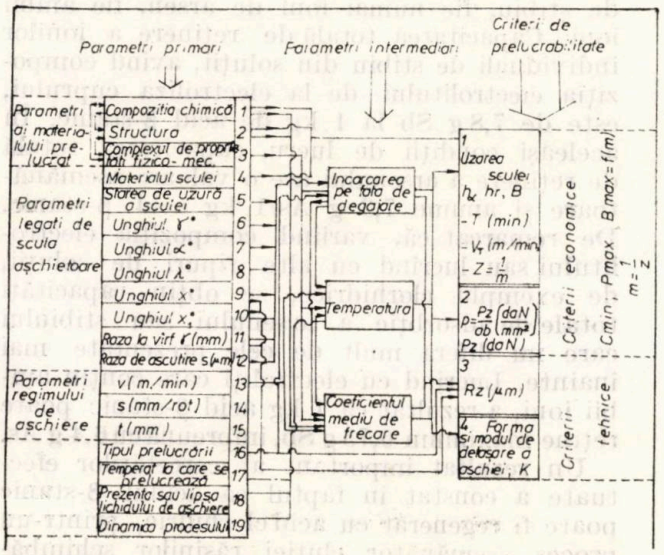


Fig. 1. Schemă pentru stabilirea legăturilor dintre condițiile de așchiere și criteriile de prelucrabilitate

Se remarcă faptul că materialul prelucrat are o mare influență asupra desfășurării întregului proces, de natura, starea structurală și complexul de proprietăți fizico-mecanice ale acestuia depinzînd atît uzura sculei, cît și mărimea forțelor de prelucrare și calitatea suprafețelor rezultate.

În lucrare se prezintă o serie de corelații între parametrii de bază ai materialului prelucrat și indicii de prelucrabilitate, menționați pentru cazul strunjirii de semifinisare și finisare, ținînd seamă de interdependențele prezentate în figura 1.

* Prezentat la sesiunea științifică „Tendințe noi în metalurgie", în cadrul Secției tehnice a Academiei R.S.R. București, 19 oct., 1983.

Aspecte teoretice

Pentru a analiza acest proces este necesar să se țină seamă de modul de obținere a profilului real la strunjirea de finisare. În procesul de așchiere, scula așchietoare nu va detașa așchia de secțiunea $MAPBN$ (fig. 2), ci doar pînă la o anumită grosime minimă (a_{min}) ce poate fi așchiată în condițiile respective de lucru, adică numai secțiunea $MAQSBN$. Restul de material, de secțiune QPS, nu va putea să fie detașat. Acesta va fi puternic deformat elastic și plastic, se va ecruisa foarte mult și va determina rugozitatea efectivă și modul de uzare a sculei și va influența mărimea forței de așchiere.

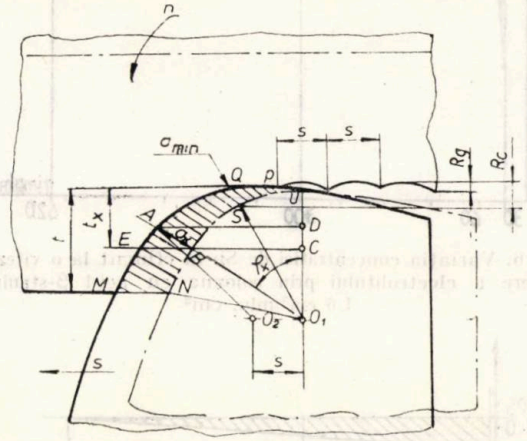


Fig. 2. Schema detașării așchiei la strunjirea de finisare

Dacă se consideră o anumită poziție intermediară, determinată de către unghiul φ_x, se poate scrie :

$$Q_1A = \gamma + a_x = s \cdot \sin \varphi_x + \sqrt{r^2 - s^2 \cos^2 \varphi_x} \qquad (1)$$

Introducînd mărimile geometrice corespunzătoare și ținînd seamă că pentru $a_x = a_{min}$; $t_x = R_{ef} = R_c$, va rezulta rugozitatea calculată :

$$R_c = \frac{s^2}{8(r + 2a_{min})} + \frac{a_{min} \cdot \gamma}{2(r + 2a_{min})} + \frac{a_{min}^2 \cdot \gamma^2}{2s^2(r + 2a_{min})} \qquad (2)$$

Dacă nu se ţine seamă de influenţa grosimii minime ce se poate detaşa (a_{min}), se obţine relaţia recomandată de literatură :

$$R_c = R_g = \frac{s^2}{8\gamma} \tag{3}$$

Din relaţia (2) se observă că influenţa importantă a componentei de deformare plastică a rugozităţii apare tocmai la avansuri mici, aspect ce apare foarte clar şi din figura 3, în care s-au reprezentat dependenţele date de

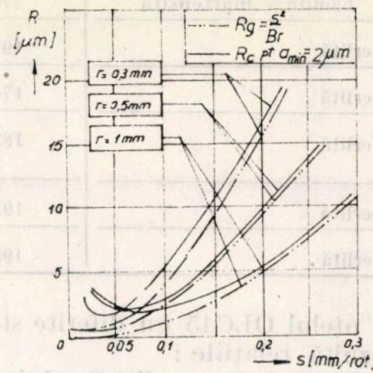


Fig. 3. Variaţia rugozităţii cu avansul pentru diferite valori ale razei de racordare

relaţia (2) (linie continuă) şi relaţia (3) (linie întreruptă). Deci dependenţa $R=f(s)$ va fi o curbă cu minim, a cărei valoare se obţine din dR/dS şi rezultă :

$$s_{min} = \sqrt{2a_{min} \cdot \gamma} \tag{4}$$

aşa încît avansul optim sau limită pentru lucrările de finisare (şi semifinisare) va fi :

$$s_{lim} = s_{opt} = f_1(a_{min} \cdot \gamma), \tag{5}$$

iar

$$a_{min} = f_2(\rho,\ K_m,\ v,\ s,\ \gamma) \tag{6}$$

în care ρ şi γ sînt raze de ascuţire şi la vîrf a sculei; v şi s—parametrii procesului de aşchiere; K_m—parametrul materialului prelucrat.

Cunoscînd acest mod de detaşare a aşchiei, se poate determina mărimea componentei principale a forţei de aşchiere (cu ajutorul căreia se calculează şi puterea consumată) cu o relaţie de forma :

$$F_z = A_d \cdot p_a + A_\gamma \cdot p_{def} \tag{7}$$

în care A_d este aria detaşată de către sculă; p_a — rezistenţa la aşchiere; A_γ — aria ce rămîne nedetaşată şi p_{def} — rezistenţa la deformare plastică a materialului nedetaşat.

Scriind că :

$$A_r = \frac{1}{2} a_{min}\, l_{SP} \tag{8}$$

$$l_{SP} = \gamma \cdot \arccos\left(1 - \frac{1}{2}\frac{a_{min}^2}{s^2}\right) - \frac{1}{2}s \tag{9}$$

$$A_\gamma = \frac{1}{2} a_{min}\left[\gamma \cdot \arccos\left(1 - \frac{1}{2}\frac{a_{min}}{s^2}\right) - \frac{1}{2}s\right] \tag{10}$$

Deci $A_\gamma = f_3(a_{min}, \gamma, s) = f_4(\rho, K_m, v, s, r)$ (11)

Componenta principală a forţei de aşchiere se poate calcula :

$$F_z = \left\{t \cdot s - \frac{1}{2} a_{min}\left[\gamma \cdot \arccos\left(1 - \frac{1}{2}\frac{a_{min}^2}{s^2}\right) - \frac{1}{2}s\right]\right\} \cdot p_a + \frac{1}{2} a_{min}\left\{\gamma \cdot \arccos \cdot \left(1 - \frac{1}{2}\frac{a_{min}^2}{s^2}\right) - \frac{1}{2}s\right] \times p_{def} \tag{12}$$

Cunoscîndu-se F_z, se poate calcula încărcarea energetică unitară :

$$F = \frac{F_z \cdot v}{l} = C_{F_z} \cdot t^{x_F - 1} \cdot s^{y_F} \cdot v \cdot \sin\alpha \cos\lambda \tag{13}$$

în care s şi t, v sînt parametri ai regimului de aşchiere, $\varkappa$ şi λ sînt parametri ai geometriei sculei.

Condiţii experimentale

Pentru experimentări s-au folosit oţeluri carbon (OLC45 şi OLC60) şi oţeluri aliate (41MoC11 şi Rul 2), care au fost aduse prin tratamente termice în diferite stări structurale, avînd caracteristici mecanice ce variază în limite largi. De exemplu, pentru OLC45, în tabelul 1 se indică schemele de tratament termic aplicate, natura constituenţilor structurali şi caracteristicile mecanice obţinute. Încercările de prelucrabilitate s-au făcut prin strunjire longitudinală, folosind cuţite de strung normale, armate cu plăcuţe din carburi metalice (PLO şi P30).

Regimurile de aşchiere au fost cuprinse între limitele $v = 30-200$ m/min; $s = 0{,}046-0{,}3$ mm/rot.; $t = 0{,}5 - 1$ mm.

Pentru măsurarea rugozităţii s-a folosit atît microscopul dublu Linhik de construcţie Zeiss, cît şi profilometrul profilograf, model 201, tip Kalibr.

Tabelul

Starea structurală a oțelului OLC45 supus experimentărilor

Tratamentul termic aplicat	Modul de răcire	Structura și natura constituenților	Duritatea *HB*, daN/mm²
Călire la 850°C + revenire la 600°C/1h	apă ; aer	Structuri de revenire	250
Călire la 850°C + revenire la500°C/1 h	apă ; aer	Structuri de revenire	299
Călire la 850°C + revenire la 400°C/1 h	apă ; aer	Structuri de revenire	334
Călire la 850°C + revenire la 300°C/1 h	apă ; are	Structuri de re enire	386
Călire de la 850°C	ulei	Troostită + bainită + martensită	270
Normalizare de la 850°C	aer	Ferită + perlită	197
Recoacere completă de la 850°C	continuă	Ferită + perlită	174
Recoacere de la 850°C	izotermă la 600°C	Ferită + perlită	182
Recoacere de la 600°C	aer	Ferită + perlită	192
Starea de livrare	—	Ferită + perlită	198

Forțele de așchiere s-au putut măsura și înregistra, folosind un dinamometru de construcție proprie [4], de mare sensibilitate, cu ajutorul căruia s-a putut determina și a_{min}.

Rezultate experimentale și interpretarea lor

Din cercetările întreprinse a rezultat că a_{min} scade cu creșterea vitezei de așchiere, depinzînd de timpul de lucru și starea structurală a materialului prelucrat, printr-o relație de forma :

$$a_{min} = \frac{A_m}{v^b} + B_m T^x \qquad (14)$$

Deci rugozitatea se poate calcula cu relația :

$$R_c = \frac{s^2}{8\left[\gamma + 2\left(\frac{A_m}{v^b} + B_m \cdot T^x\right)\right]} + \frac{\gamma \cdot \left(\frac{A_m}{v^b} + B_m T^x\right)}{2\left[\gamma + 2\left(\frac{A_m}{v^b} + B_m T^x\right)\right]} + \frac{\gamma^2 \cdot \left(\frac{A_m}{v^b} + B_m T^x\right)}{2s^2\left[r + 2\left(\frac{A_m}{v^b} + B_m T^x\right)\right]} \qquad (15)$$

în care A_m și B_m sînt coeficienți ce depind de materialul prelucrat :

b — exponent al vitezei de așchiere ;

x — exponent al timpului de așchiere.

Pentru oțelul OLC45 cu diferite stări structurale rezultă relațiile :

— structură ferito-perlitică obținută după recoacere completă ($HB = 174$) :

$$a_{min} = \frac{93{,}55}{v^{0{,}509}} + 9{,}6 \cdot T^{0{,}25} \qquad (16)$$

— structură ferito-perlitică obținută după normalizare ($HB = 197$) :

$$a_{min} = \frac{55{,}32}{v^{0{,}437}} + 7{,}55 \cdot T^{0{,}262} \qquad (17)$$

— structură de revenire, obținută prin călire și revenire la 600°C ;

$$a_{min} = \frac{26{,}39}{v^{0{,}41}} + 5{,}73 \cdot T^{0{,}285} \qquad (18)$$

— structură de revenire obținută prin călire și revenire la 500°C :

$$a_{min} = \frac{22{,}46}{v^{0{,}39}} + 4{,}93 \cdot T^{0{,}236} \qquad (19)$$

Dependențele rugozitate-avans și rugozitate-viteză sînt prezentate în figurile 4 și respectiv 5, în care sînt date atît valorile calculate cu relația 2, cît și cele măsurate.

Rezultă concordanța bună între rugozitatea efectivă și cea calculată, precum și necesitatea determinării unor valori optime (s_{opt} și v_{opt}) pentru a se obține o anumită rugozitate.

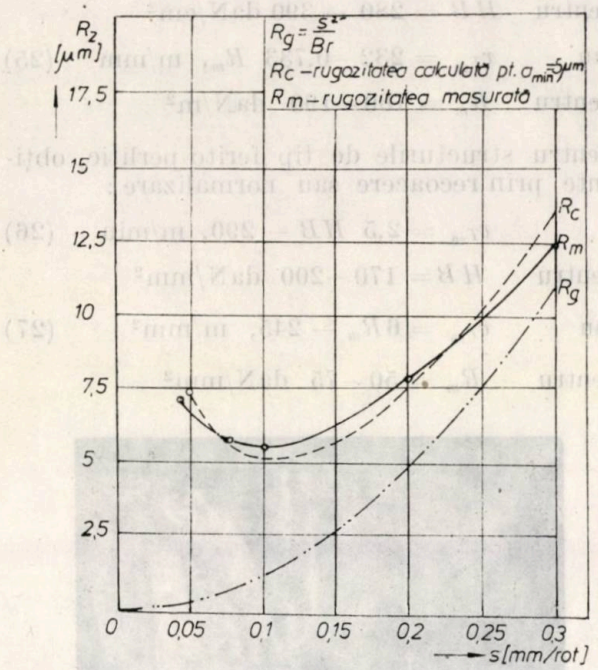


Fig. 4. Dependența rugozitate-avans pentru oțelul OLC45 călit în ulei, cu $HB = 270$

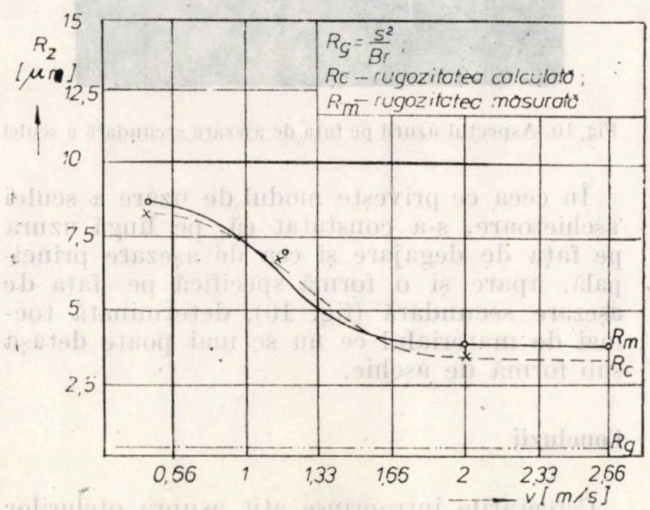


Fig. 5. Dependența rugozitate-viteză de așchiere pentru oțelul OLC 45 călit în ulei, cu $HB = 270$

În ceea ce privește mărimea componentei principale a forței de așhciere relația (7) sau (12) se poate aprecia că forța suplimentară necesară presării materialului nedetașat se calculează ca la presarea volumică :

$$F_{def} = A_{def}\ p_{def} \qquad (20)$$

Admițind $p_{def} = 3\,000$ N/mm², pentru cazul deformării volumice a oțelului OLC45 și $a_{min} = 30\mu$m ; $s = 0{,}046$ mm/rot ; $r = 1$ mm, rezultă folosind și relația (10) :

$$A_{def} = A_\gamma = 96{,}2 \cdot 10^{-4}\ \text{mm}^2 \qquad (21)$$

iar :

$$F_{def} = 28{,}8\ \text{N} \qquad (22)$$

Deci, la valoarea obținută prin dependența cunoscută $F_z = f(s)$, la aceste avansuri mici va mai trebui adăugată, pentru cazul considerat în exemplul de mai sus, o forță pentru deformarea suplimentară a materialului ce nu se poate detașa, de cca 30N. Deoarece la avansuri mici va mai așchia și tăișul suplimentar din vîrfurile crestelor de material ecruisat (cu duritatea de peste 2 ori mai mare decît a materialului nedeformat), va rezulta o forță suplimentară și mai mare. Deci la avansuri

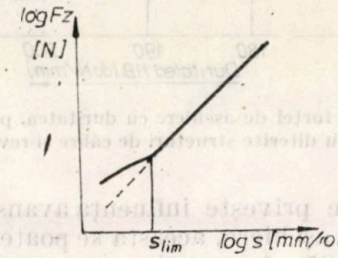


Fig. 6. Variația forței de așchiere cu avansul (schemă)

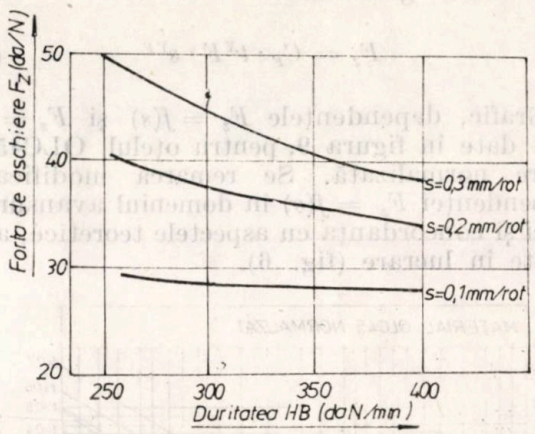


Fig. 7. Variația forței de așchiere cu duritatea, pentru oțelul OLC45, cu diferite structuri ferito-perlitice

mici, termenul al doilea al relațiilor (7) sau (12) devine comparabil ca mărime cu primul, așa încît dependența $F_z = f(s)$ va fi de tipul prezentat în figura 6, putîndu-se stabili și în acest caz un avans limită sau optim.

Dependențele forță de așchiere-duritate, sînt prezentate în figurile 7 și 8.
Rezultă că odată cu creșterea durității materialului prelucrat se micșorează componenta principală F_z, scăderea fiind cu atît mai bine evidențiată cu cît se trece de la avansurile mici ($s = 0{,}1$ mm/rot) la avansuri ceva mai mari ($s = 0{,}2 - 0{,}3$ mm/rot). Forța cea mai mare se obține în general pentru cazul structurii ferito-perlitice, cu cantitatea cea mai mare de ferită liberă și duritatea cea mai mică, obținută în urma tratamentului termic de recoacere completă.

Pentru structurile de revenire, forța cu valoarea cea mai mare se obține pentru structura rezultată prin călire și revenire la 600°C.

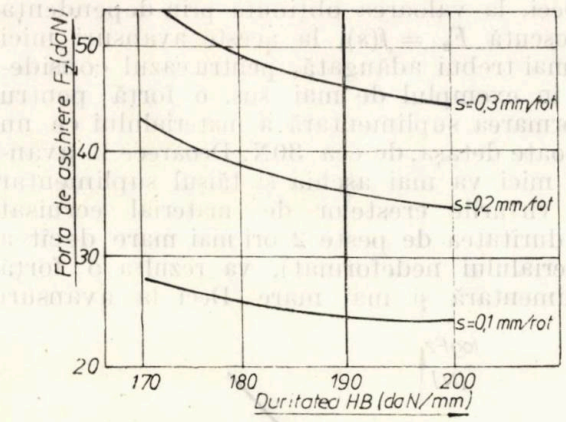


Fig. 8. Variația forței de așchiere cu duritatea, pentru oțelul OLC45, cu diferite structuri de călire și revenire

În ceea ce privește influența avansului și a adîncimii de așchiere, aceasta se poate prezenta pentru $t=0{,}25-1$ mm și $s=0{,}1-0{,}4$ mm/rot sub forma generală :

$$F_z = C_F \cdot t^X F \cdot s^{YF} \qquad (23)$$

Grafic, dependențele $F_z = f(s)$ și $F_z = f(t)$ sînt date în figura 9, pentru oțelul OLC45 în stare normalizată. Se remarcă modificarea dependenței $F_z = f(s)$ în domeniul avansurilor mici și concordanța cu aspectele teoretice, analizate în lucrare (fig. 6).

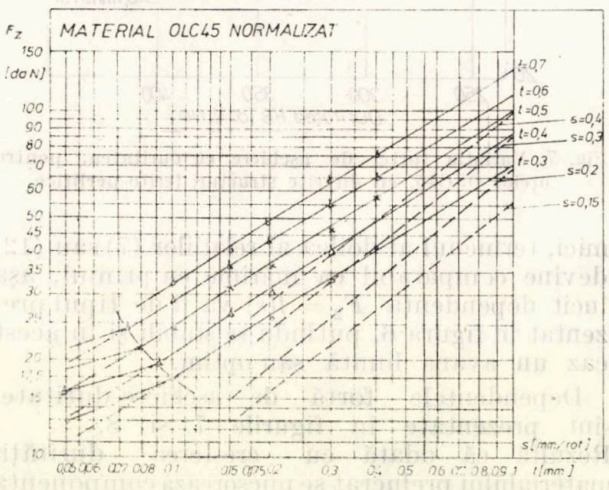


Fig. 9. Variația forței de așchiere cu avansul (linia continuă) și cu adîncimea de așchiere (linia întreruptă)

Corelația uzurii, sau durabilitatea sculei așchietoare, în funcție de caracteristicile mecanice ale materialelor prelucrate, se poate face numai în condițiile în care se ține seamă de starea structurală a acestora.

Astfel, pentru oțelul OLC45, în cazul structurilor de revenire, s-a obținut :

$$v_{T_{20}} = 369 - 0{,}705\ HB,\ \text{m/min} \qquad (24)$$

pentru $HB = 280 - 390$ daN/cm²

sau $v_{T_{20}} = 232 - 0{,}733\ R_m,\ \text{m/mm}$ (25)

pentru $R_m = 100 - 190$ daN/m²

Pentru structurile de tip ferito-perlitic, obținute prin recoacere sau normalizare :

$$v_{T_{20}} = 2{,}5\ HB - 290,\ \text{m/min} \qquad (26)$$

pentru $HB = 170 - 200$ daN/mm²

sau $v_{T_{20}} = 6R_m - 245,\ \text{m/mm}^2$ (27)

pentru $R_m = 50 - 75$ daN/mm²

Fig. 10. Aspectul uzurii pe fața de așezare secundară a sculei

În ceea ce privește modul de uzare a sculei așchietoare, s-a constatat că, pe lîngă uzura pe fața de degajare și cea de așezare principală, apare și o formă specifică pe fața de așezare secundară (fig. 10), determinată tocmai de materialul ce nu se mai poate detașa sub formă de așchie.

Concluzii

Cercetările întreprinse atît asupra oțelurilor carbon, cît și pe cele aliate au confirmat aspectele de bază prezentate în lucrare, în legătură cu strunjirea de semifinisare și finisare.

Pe baza corelațiilor stabilite, se poate calcula corect mărimea R_a a rugozității și în funcție de materialul prelucrat, aspect deosebit de important din punct de vedere economic. Aceasta, deoarece se pot obține rugozități cu valori scăzute, deci calitate ridicată a suprafeței prelucrate, direct din strunjire, folosind bine caracteristicile mecanice și structura materialului prelucrat, în loc să se mai execute după strunjire o operație suplimentară de rectificare.

Ținînd seamă de influențele complexe analizate, se poate calcula corect mărimea componentei principale a forței de așchiere.

Ţinîndu-se seamă de corelaţia acesteia cu starea structurală, se poate face prelucrarea astfel încît să rezulte forţa cu valoare redusă, deci consum energetic redus la prelucrare.

Din cercetările întreprinse cu privire la uzura şi durabilitatea sculei au rezultat relaţiile (24)—(27), cu ajutorul cărora se poate calcula durabilitatea în funcţie de caracteristicile mecanice şi structura materialului prelucrat, obţinîndu-se astfel economii importante de materiale de scule.

Importante economii de material prelucrat şi energie se obţin în condiţiile în care se stabileşte corect avansul optim sau limită pentru realizarea rugozităţii minime şi forţelor reduse de prelucrare. În condiţiile specifice lucrării, avansul limită are valorile : $s_{lim} = 0{,}06 - 0{,}16$ mm/rot, putînd fi stabilit în funcţie de materialul prelucrat astfel :

$$s_{lim} = 0{,}242 - 4{,}5 \cdot 10^{-4} \cdot HB, \qquad (28)$$

pentru $v = 70$ m/mm şi $HB = 170 \cdot 270$ daN/mm^2;

$$s_{lim} = 0{,}25 - 6{,}5 \cdot 10^{-4}\ HB, \qquad (29)$$

pentru $v = 120$ m/mm şi $HB = 170 - 270$ daN/mm^2.

La oţelurile de tip OLC45, cu duritate şi rezistenţă ridicată, se recomandă ca starea structurală în care să se prelucreze prin strunjire longitudinală de finisare să fie obţinută prin călire şi revenire la 500°C. Dacă se prelucrează cu structură ferito-perlitică, se recomandă să se aplice tratamentul termic de normalizare. Aceste stări structurale se recomandă a fi utilizate, deoarece se obţin şi forţe de aşchiere cu valori mici, obţinîndu-se în felul acesta importante avantaje economice comparativ cu revenirea la 600°C şi recoacerea completă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Duca, Z. *Bazele teoretice ale prelucrărilor pe maşini-unelte.* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1959.

[2] Lăzărescu, D. I. *Teoria aşchierii metalelor şi proiectarea sculelor.* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1964.

[3] Teodorescu, M. Teză de doctorat, I. P. Timişoara, 1973,

[4] Teodorescu, M. şi Târu, E. *Dispozitiv pentru măsurarea forţelor de aşchiere la strunjire.* Brevet R. S. R., nr. 67893.

[5] Belusov, V. *Proiectarea sculelor,* vol. I. Lito. I. P. Iaşi, 1968.

[6] Romanovski, V. P. *Ştanţarea şi matriţarea la rece.* Bucureşti Ed. tehnică, 1970 (traducere din limba rusă).

[7] Dumitraş, C. şi colab. *Aşchierea metalelor şi fiabilitatea sculelor aşchietoare.* Bucureşti, Editura tehnică, 1983.

[8] Teodorescu, M. şi Zgură, Gh. *Tehnologia presării la rece.* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1980.

Producţia de oţel în anul 1983 — inclusiv turnarea continuă, mii t şi %

Ţara	Producţia de oţel, mii t	Oţel turnat continuu,	
		mii t	%
Belgia	10 156	3 903	38,4
Danemarca	492	480	97,6
R.F. Germania	35 729	25 654	71,8
Franţa	17 582	11 218	63,8
Italia	21 811	14 886	68,2
Luxemburg	3 294	7 94	24,1
Olanda	4 483	1 608	35,9
Marea Britanie	14 987	6 986	46,6
Austria	4 411	3 862	87,6
Finlanda	2 416	2 259	93,5
Norvegia	897		
Portugalia	692	291	42,1
Spania	12 731	5 683	44,6
Suedia	4 210	3 354	79,7
Turcia	3 835	2 439	63,6
Iugoslavia	4 134	2 133	51,6
Canada	12 833	4 802	37,4
S.U.A.	75 624	23 582	31,2
Argentina	2 942		
Brazilia	14 651		
Chile	463		
Mexic	6 917		
Venezuela	2 320		
Australia	5 603	1 326	23,7
India	10 236	18	0,2
Coreea de Sud	11 915	6 739	56,6
Japonia	97 169	83 809	86,3
Africa de Sud	7 004		
Altele	5 031	4 258	84,6
Total	359 374	210 084	58,5

(În : *Stahl und Eisen, R. F. G., nr. 15, 1984, p. 479*)

DOCUMENTARE

Gradul de utilizare a capacităţii de laminare în ţările Comunităţii Europene

Capacitatea de producţie a întreprinderilor siderurgice europene nu a fost utilizată în 1983 la principalul grup de produse laminate la cald decît într-o proporţie de 54%, tabelul 1.

Această situaţie a fost comunicată de către o comisie a Comunităţii Europene. Comisia însă porneşte de la ideea că, după punerea în practică a proiectelor prezentate de restructurare pînă în 1986, se va atinge un grad de utilizare de cel puţin 67%.

Capacitatea de laminare — grad de utilizare (%) *Tabelul 1.*

Ţara	Gradul de utilizare a capacităţii
Republica Federală Germania	54
Franţa	58
Italia	53
Olanda	47
Belgia	54
Luxemburg	54
Marea Britanie	55
Irlanda	35
Danemarca	51
Media Comunităţii Europene	54

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 14, 1984, p. 696*)

Contribuţii la utilizarea pulberilor indigene pentru fabricaţia de piese sinterizate în industriile de maşini-unelte şi electrotehnică*

Prof. dr. ing. S. Şontea
Universitatea din Craiova
ing. M. Băltănoiu
Întreprinderea „Electroputere" — Craiova
ing. I. Bivolaru — I.A.E.M. Timişoara

CZ : 621.762.4

Dezvoltarea continuă a bazei proprii de materii prime şi implementarea în producţie a tehnologiilor progresive, mici consumatoare de energie şi materii prime, constituie obiective importante puse în faţa economiei naţionale.

Cercetarea, proiectarea şi producţia în domeniul metalurgiei pulberilor, desfăşurate la Universitatea din Craiova şi Întreprinderea „Electroputere" — Craiova, au fost subordonate ideii de integrare a activităţii şcolii superioare cu producţia, pe de o parte, şi valorificarea acestora pentru reducerea importului şi utilizarea pulberilor indigene, pe de altă parte.

Dezvoltarea şi extinderea tehnicii metalurgiei pulberilor sînt corelate cu saltul calitativ pe care trebuie să-l înregistreze tehnica, mai

Tabelul 1

Denumirea	Concentraţia, %	Densitatea aparentă, g/cm³	Viteza de scurgere	Granulaţia, mm		
				0,09 %	0,063—0,09 %	0,063 %
Pulbere de cupru	99,55	2,5	50	14	31	55
Pulbere de fier	98,5	2,44	29	2	70	28
Pulbere de aluminiu	99,6	—	30	50	20	30
Pulbere de staniu	99,90	—	—	1	49	50
Pulbere de plumb	99,90	—	—	5	15	80

ales prin economii de materiale şi energie. Lucrarea prezintă o parte din rezultatele obţinute în acest domeniu pentru industria de maşini-unelte şi electrotehnică, ca şi perspectiva anilor viitori.

Cercetări sistematice se întreprind la Universitatea din Craiova şi Întreprinderea „Electroputere" — Craiova încă din anii 1968, principalele domenii abordate fiind cele arătate în tabelul 2, în special cu pulberi indigene, a căror calitate este arătată în tabelul 1 [1] — [10].

Procesul tehnologic pentru obţinerea contactelor electrice de tip wolfram — cupru — nichel sau molibden — cupru — nichel este prezentat în figura 1.

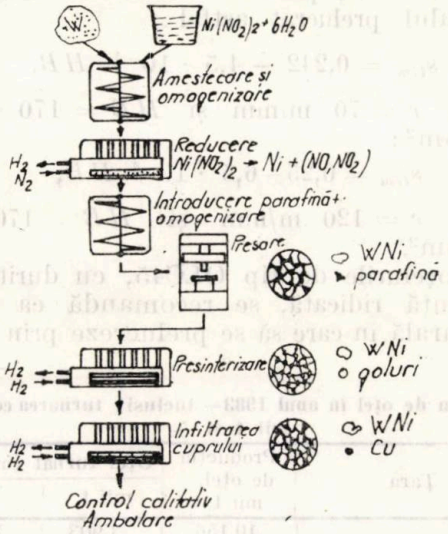


Fig. 1. Proces tehnologic pentru obţinerea contactelor electrice de tip W—Cu—Ni sau Mo—Cu—Ni

Proprietăţile fizico-chimice ale acestor pseudoaliaje sînt : compoziţia chimică : 72—77 % wolfram, 23—28 % cupru, 1,5—2 % nichel ; densitatea 13,5 g/cm³ ; porozitatea în stare neinfiltrată 25—30 % ; rezistivitatea 0,03—0,06 Ω mm²/m ; duritatea 80—210 daN/mm².

În figura 2(a—d), se prezintă exemple constructive de contacte electrice. Spre deosebire de situaţia cînd acestea se importau sub formă de bară, necesitînd prelucrări mecanice, în prezent se execută prin tehnica metalurgiei pulberilor la forma geometrică finală.

Electrozii pentru prelucrările electroerozive care au la bază combinaţia wolfram-cupru se execută după aceleaşi tehnologii.

Lagărele cu autolubrifiere au avantajul creşterii duratei de exploatare, datorită eliminării frecării, funcţionează fără zgomot şi se execută cu un cost mult mai scăzut (fig. 3).

Spre deosebire de lagărele turnate, la care lubrifiantul trebuie introdus cu un sistem spe-

* Prezentat la sesiunea ştiinţifică „Tendinţe noi în metalurgie", în cadrul Secţiei tehnice a Academiei R.S.R. Bucureşti, 19 oct., 1983.

Tabelul 2

Obiectul activităţii	Perioada de studiu	Modul de valorificare	Efecte tehnico-economice
Contacte electrice de tip W—Cu—Ni şi Mo—Cu—Ni	1968—1977	Producţie curentă la I.E.P. Craiova, în medie 12 t/an	Eliminarea importului prin asimilarea fabricaţiei în ţară. Economii de valută
Contacte electrice Ag—CdO	1971	Producţie curentă la I.E.P. Craiova, în medie 0,5 t/an	Eliminarea importului la producţia de aparate electrice
Electrozi pentru prelucrări electroerozive de tip W—Cu	1971—1973	Producţie curentă la Univ. Craiova la cerere	S-a eliminat importul la o serie de utilizări în special fabricaţia matriţelor de forje, extrudare, trefilare
Lagăre cu autolubrifiere de tip CuSnC, FeCu, CuSnPbC etc.	1969—1983	Producţie curentă la Univ. Craiova cca 10 000 buc. anual şi la I.E.P. Craiova cca 20 000 buc. anual	Reducerea importului. Economii de cupru şi staniu. Se folosesc la motoare pentru pompe, aparataj electric, maşini-unelte, aparataj electric de uz casnic etc.
Piese funcţionale cu remanenţă minimă	1978—1982	Producţie curentă la Univ. Craiova cca 20 000 buc. anual	Înlocuirea pieselor obţinute prin aşchiere din oţeluri moi. Calitate superioară prin reducerea remanenţei magnetice. Economii de oţel, energie, forţă de muncă
Lagăre uscate cu frecare minimă	1969—1971	Producţie curentă la Univ. Craiova şi I.E.P. Craiova ptr. utilaje de tratament termic	Eliminarea importului de piese din oţel aliat cu siliciu
Aliaje dure pentru aşchiere	1969—1976	Producţie curentă la I.E.P. Craiova şi Univ. Craiova ptr. geometrii nestandardizate	Prelucrarea izolaţiilor la motoare, a rotoarelor şi statoarelor
Aliaje pentru perii de contact metaloceramice	1974—1980	Producţie curentă la Univ. Craiova cca 6 t anual	Eliminarea importului. Asigurarea cu piese de schimb mai ales a motoarelor din sistemele de irigaţie

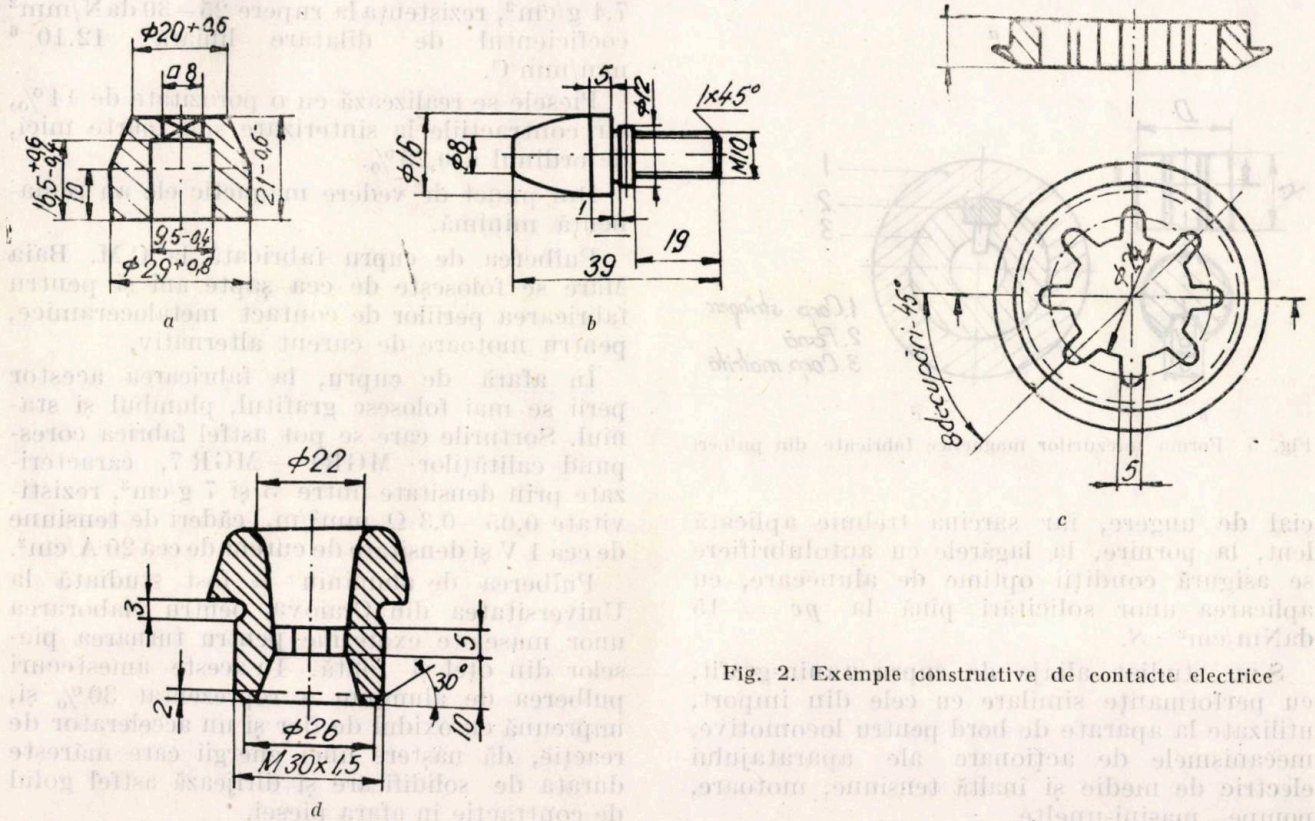


Fig. 2. Exemple constructive de contacte electrice

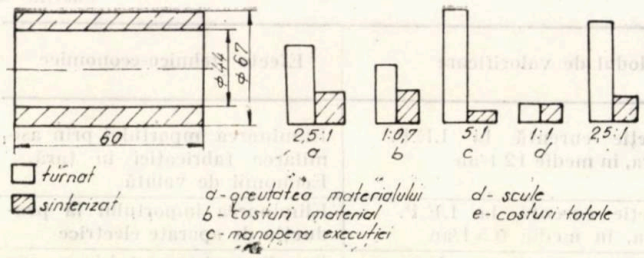


Fig. 3. Caracteristicile tehnico-economice ale lagărelor cu autolubrifiere

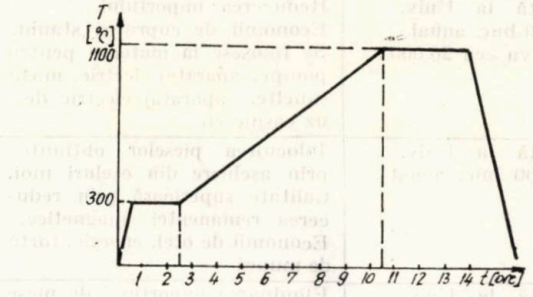


Fig. 4. Diagrama de sinterizare a pieselor din pulbere Fe—Cu grafit

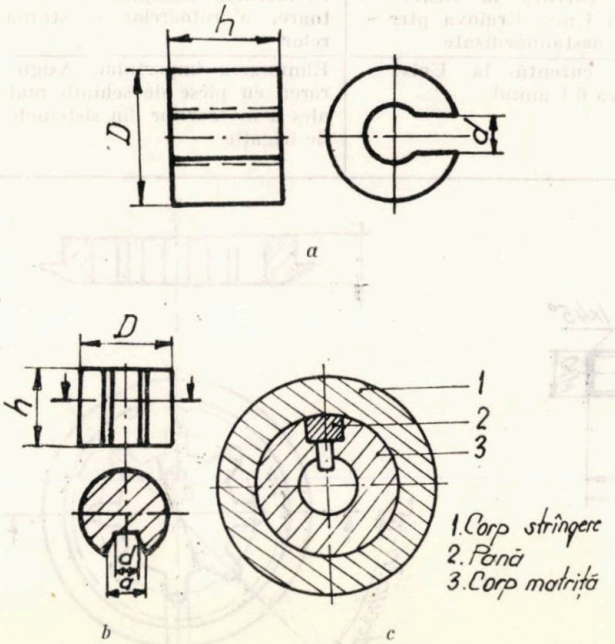


Fig. 5. Forma miezurilor magnetice fabricate din pulberi

cial de ungere, iar sarcina trebuie aplicată lent, la pornire, la lagărele cu autolubrifiere se asigură condiții optime de alunecare, cu aplicarea unor solicitări pînă la $pv = 15$ daNm/cm² · S.

S-au studiat aliaje de cupru-staniu-grafit, cu performanțe similare cu cele din import, utilizate la aparate de bord pentru locomotive, mecanismele de acționare ale aparatajului electric de medie și înaltă tensiune, motoare, pompe, mașini-unelte.

De asemenea au fost studiate aliaje fier cupru-grafit.

Datorită penuriei de staniu, principala necesitate este în prezent înlocuirea aliajelor de tip cupru-staniu-grafit cu aliaje fier-cupru-grafit care asigură aceeași autolubrifiere și fiabilitate, precum și un cost mai scăzut cu 60 %.

Integrarea pulberii de fier fabricată la Combinatul Cîmpia Turzii s-a produs și la alte utilizări, cum sînt miezurile magnetice pentru aparate electrice de măsură.

Aceste piese se mai confecționează în prezent din oțeluri carbon obișnuite, prin așchiere, oțeluri care au conținutul în carbon în jur de 0,1—0,2 % față de numai 0,03 % în pulbere.

La schimbarea tehnologiei clasice intervin și alți factori tehnico-economici ca: precizia în execuție, economia de material și energie, eliminarea din flux a unor mașini-unelte etc.

La prelucrarea pulberii, pentru îmbunătățirea presării și diminuarea forței de frecare s-a introdus 0,5 % stearat de zinc. Forța de presare specifică este de cca 6,5 tf/cm², după presare s-a trecut la sinterizare, ciclul de lucru fiind arătat în figura 4, în cuptoare electrice în vid de 1 barr, pînă la 1 100°C.

Forma miezurilor astfel fabricate este arătată în figurile 5, *a* și *b*. Pentru realizarea formei acestora, a fost nevoie de utilizarea unei pene în corpul matriței, după cum reiese din figura 5, *c*.

Piesele obținute prezintă următoarele caracteristici: duritatea 77 daN/mm², densitatea 7,4 g/cm³, rezistența la rupere 25—30 daN/mm² coeficientul de dilatare liniară 12.10^{-6} mm/mm°C.

Piesele se realizează cu o porozitate de 14 %, iar contracțiile la sinterizare sînt foarte mici, de ordinul a 0,25 %.

Din punct de vedere magnetic ele au remanență minimă.

Pulberea de cupru fabricată la C.M. Baia Mare se folosește de cca șapte ani și pentru fabricarea periilor de contact metaloceramice, pentru motoare de curent alternativ.

În afară de cupru, la fabricarea acestor perii se mai folosesc grafitul, plumbul și staniul. Sorturile care se pot astfel fabrica corespund calităților MGR1 — MGR 7, caracterizate prin densitate între 3 și 7 g/cm³, rezistivitate 0,05—0,3 Ω mm²/m, căderi de tensiune de cca 1 V și densitate de curent de cca 20 A/cm².

Pulberea de aluminiu a fost studiată la Universitatea din Craiova, pentru elaborarea unor maselote exoterme pentru turnarea pieselor din oțel și fontă. În aceste amestecuri pulberea de aluminiu a reprezentat 30 % și, împreună cu oxidul de fier și un accelerator de reacție, dă naștere unei energii care mărește durata de solidificare și dirijează astfel golul de contracție în afara piesei.

Se economisesc cca 14 kg metal la 1 kg amestec exoterm.

În prezent producția medie anuală de piese sinterizate în stația Universității din Craiova este de 7 t, iar în stația Întreprinderii Electroputere—Craiova, 15 t. Între anii 1968 și pînă în prezent s-au realizat contacte electrice, lagăre cu autolubrifiere, miezuri magnetice, perii de contact etc.

Eficiența acestor acțiuni, ca rezultat al legăturii dintre învățămînt, cercetare și producție, cu aportul activ al studenților, este considerabilă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Șontea, S. și colab. *Folosirea bucșelor din bronz cu staniu grafitat în construcția locomotivelor electrice și aparatajului electric de medie și înaltă tensiune la Uzinele „Electroputere" Craiova*, a VII-a Sesiune de comunicări I.E.P.C. 1970.

[2] Șontea, S. și colab. *Cercetări experimentale privind posibilitățile de variație a conținutului de cupru în contacte de tip W-Cu-Ni*. Craiova, a VII-a Sesiune de comunicări I.E.P.C., 1970.

[3] Șontea, S. și Cernăianu, E. *Criterii de încercare pentru contacte electrice din bimetal folosite la întrerupătoarele electrice*. Sesiunea Universității din Craiova, 1971.

[4] Șontea, S. și Firescu, L. *Factorii tehnologici care influențează calitatea contactelor electrice de tip W-Cu-Ni*. Sesiunea Universității din Craiova, 1971.

[5] Șontea, S. și colab. *Realizări în domeniul metalurgiei pulberilor la Întreprinderea Electroputere*. Conferința națională de metalurgia pulberilor, Cluj-Napoca, 1973.

[6] Kalleder, A. și Șontea, S. *Studiu privind construcția și tehnologia ansamblului contact-osie la locomotiva electrică de 5 100 kW*. Sesiunea Universității din Craiova, 1970.

[7] Șontea, S. și colab. *Contacte electrice și procedeul de utilizare a lor*. Brevet de invenție R.S.R. nr. 58240, 1971.

[8] Șontea, S. și Neagu, A. *Folosirea pieselor din pulberi de fier sinterizate pentru aparate electrice de măsură*. Sesiunea Universității din Craiova, 1981.

[9] Șontea, S. *Considerații privind caracterizarea tehnologică a pulberii de cupru indigene*. În: Metalurgia, nr. 12, 1982, p. 658—659.

[10] Șontea, S. și Ion Hera Bucur. *Metalurgia pulberilor*. În: Revista economică, nr. 49, 1980, p. 7.

DOCUMENTARE

Consumul specific de combustibil al furnalelor din Japonia este în creștere

Consumul de combustibil pentru producerea unei tone de fontă, la primele cinci mari combinate siderurgice japoneze, a crescut în anul 1983/84 cu 1,8% (9 kg). Consumul mediu de cocs a crescut cu 10 kg/t de fontă brută, iar consumul de gudron a scăzut cu 4 kg/t (tab. 1).

Tabelul 1

Societatea, Anul	Consumul de combustibil, kg/t fontă brută						Producția de fontă, 1 000 t
	Total	Cocs	Gudron	Păcură	Cărbune	Amestec de gudron și cărbune	
Nippon Steel							
1983	502	496	1,4	0	5	0	28 380
1982	491	481	5	0	5	0	28 590
1983/82	+11	+15	−3,6	0	0	0	99,3
Nippon Kokan							
1983	510	506	4	0	0	0	12 020
1982	501	487	1	0	0	0	12 180
1983/82	+9	+19	−10	0	0	0	98,7
Kawasaki Steel							
1983	502	502	0	0	0	0	11 300
1982	488	488	0	0	0	0	11 070
1983/82	+14	+14	0	0	0	0	102,1
Sumitomo Metal							
1983	483	471	12	0	0	0	11 530
1982	481	468	12	0	0,3	0,8	11 140
1983/82	+2	+3	0	0	−0,3	−0,8	103,2
Kobe Steel							
1983	500	474	0	0	26	0	7 190
1982	492	492	0	0	0	0	7 090
1983/82	+8	−18	0	0	+26	0	101,4

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 17, 1984, p. 838*)

Studii și cercetări experimentale privind creșterea randamentului de înlocuire a cocsului prin injectarea gazului metan la gurile de vînt ale furnalelor

Dr. ing. Fl. Strugari
ing. Șt. Banu
Combinatul siderurgic — Galați
ing. M. Ionescu
I.C.P.P.A.M. — Galați

CZ : 669.162.2.004.15

Injectarea combustibililor auxiliari în furnale, idee brevetată în anii 1838 și 1840 în Anglia, experimentată sporadic între anii 1930—1950 și sistematic între anii 1950 și 1960, a fost generalizată după această dată, datorită marilor avantaje tehnico-economice.

Prin utilizarea combustibililor auxiliari la furnale, s-a obținut intensificarea procesului din furnal, datorită creșterii ponderii reacțiilor de reducere indirectă, a schimbului termochimic mai bun dintre gaze și materiale în zona efectivă de reducere a oxizilor de fier.

Efectul principal al utilizării combustibililor auxiliari în furnal l-a constituit reducerea consumului specific de cocs cu cca 10%, în funcție de cantitatea și calitatea combustibilului folosit.

Odată cu declanșarea crizei energetice, survenită la sfîrșitul anului 1973, cînd prețul petrolului a crescut brusc de peste zece ori, problema injectării combustibililor auxiliari în furnale a fost reconsiderată și în R.S. România.

Furnalele din R.S. România utilizează drept combustibili auxiliari gazul metan cu un indice de înlocuire a cocsului cuprins între 0,6 și 0,8 kg cocs/Nm^{3}CH$_4$. Acest indice depinde de compoziția gazului metan, de parametrii de insuflare (temperatura și conținutul de oxigen al aerului) și de calitatea încărcăturii.

Stabilirea unui nou mod de injectare a gazului metan la gurile de vînt ale furnalului

Gazul metan se injectează în jetul de aer care se suflă în furnal prin gura de vînt.

Debitul de gaz metan care se suflă în furnal depinde de presiunea acestuia, de suprafața secțiunii de suflare și de presiunea aerului în care se injectează.

Pentru a evita pătrunderea aerului din conducta de aer cald în conducta de gaz metan în timpul funcționării furnalului și formarea amestecului exploziv cu consecințe uneori grave asupra instalației, este necesar ca presiunea gazului metan să depășească cu minimum 1 bar presiunea aerului cald.

Procentul de gaz metan în aerul suflat reprezintă o caracteristică importantă a funcționării furnalului, întrucît el este unul dintre factorii de care depinde randamentul utilizării combustibilului auxiliar la furnal. Cele mai mari cantități de gaz metan din lume se introduc la furnalele din U.R.S.S., procentul în aerul suflat depășind uneori 10%, simultan cu îmbogățirea cu oxigen a aerului cald pînă la 40%. La C.S. Galați procentul de gaz metan în aerul suflat este pînă la 6 — 7%, iar îmbogățirea cu oxigen s-a făcut pînă la maximum 24—25%.

Arderea gazului metan în furnal se desfășoară conform următoarei reacții :

$$CH_4 + 1/2O_2 = CO + 2H_2 \qquad (1)$$

Obținerea produșilor menționați se face în etape : mai întîi metanul participă la reacția de ardere completă cu oxigenul din aer, apoi produșii arderii complete a metanului reacționează în zona de ardere cu carbonul cocsului, conform următoarelor reacții :

$$CH_4 + {}_2O_2 = CO_2 + H_2O \qquad (2)$$

$$CO_2 + C = 2CO \qquad (3)$$

$$H_2O + C = H_2 + CO \qquad (4)$$

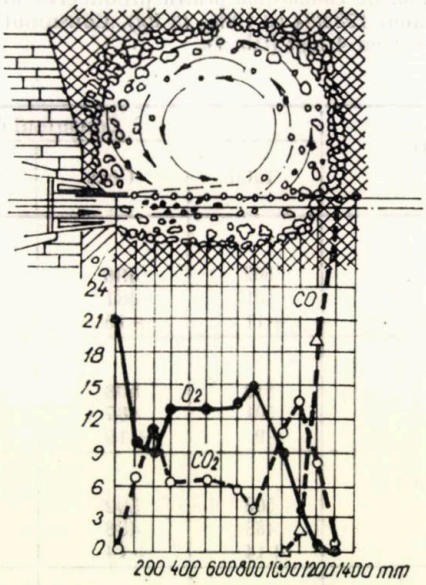


Fig. 1. Evoluția compoziției chimice a gazului format în fața gurii de vînt

În figura 1 se prezintă, conform datelor din literatura de specialitate, evoluția compoziției chimice a gazului în zona de ardere. Se remarcă scăderea treptată a concentrației de oxigen, creșterea și apoi scăderea concentrației de CO_2 și creșterea concentrației de CO.

Pentru ca întreaga cantitate de metan injectată să participe la reacţia (1), este necesar ca gradul de amestecare a gazului metan cu aerul să fie maxim şi ca timpul cit gazul metan este în zona oxidantă să fie de asemenea maxim. Viteza aerului la gurile de vînt ale furnalelor mari este de peste 200 m/s, deci timpul disponibil pentru arderea gazului metan injectat este de fracţiuni de secundă.

Pe baza celor prezentate s-a experimentat metoda de injectare a combustibilului auxiliar în aer, care să îmbunătăţească arderea gazului metan în zona oxidantă a furnalului şi să crească raportul de înlocuire a cocsului prin gaz metan. Această metodă a constat în insuflarea gazului metan printr-un număr de 24 de orificii plasate în partea din faţă a duzei, pe circumferinţa acesteia (fig. 2).

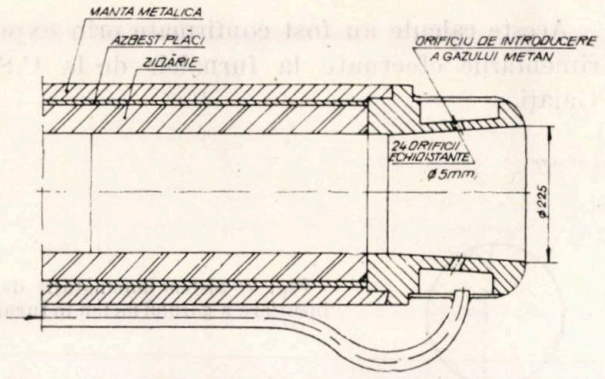


Fig. 2. Procedeu experimental de introducere a gazului metan la furnale prin mai multe orificii amplasate în duză, în vederea creşterii randamentului acestuia

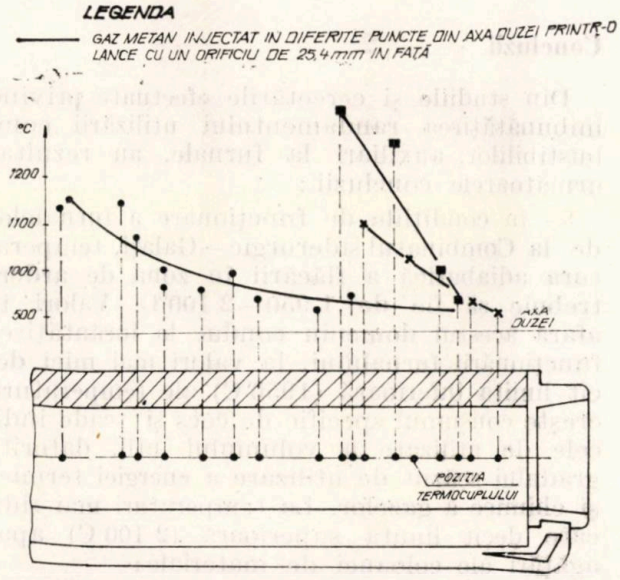


Fig. 3. Variaţia temperaturilor măsurate în axa duzei (punctul figurat) la modificarea poziţiei lăncii de injectare a gazului metan şi a unghiului jetului acesteia:
—x— lance cu un orificiu lateral (perpendicular pe axa duzei);
—■— lance cu patru orificii laterale (perpendicular pe axa duzei)

Aceste încercări nu au fost concludente, astfel că s-a procedat la efectuarea unor măsurători de temperatură pe axa duzei, prin modificarea poziţiei lăncii de injectare a gazului metan şi a unghiului jetului acesteia, conform figurii 3.

Aceste cercetări efectuate au condus la adoptarea unui sistem îmbunătăţit de insuflare a gazului metan în furnal prin amplasarea unui arzător lateral, la mijlocul duzei, jeturile de aer şi de gaz metan intersectîndu-se sub un unghi de 35° (fig. 4).

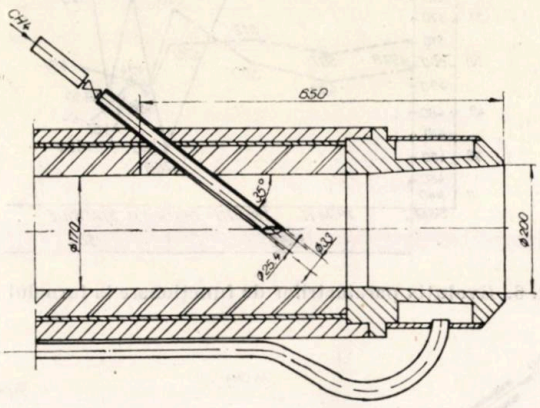


Fig. 4. Procedeu experimental de introducere a gazului metan la furnale prin duză, în vederea creşterii randamentului (ţeava pentru introducerea CH_4 se execută din material inoxidabil calitatea W.4541)

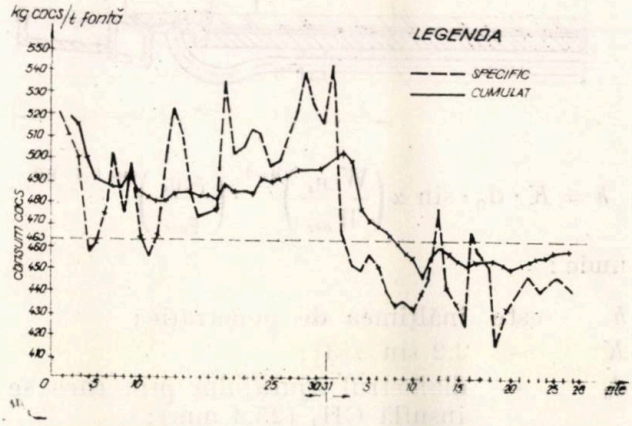


Fig. 5. Consumul de cocs tehnic realizat la furnalul nr. 3

În urma experimentărilor efectuate la furnalul 3, consumul specific de cocs a scăzut de la 480 la 460 kg/t, conform diagramei din figura 5.

Acest sistem de injectare a gazului metan s-a extins şi la furnalele 1, 2 şi 6, unde consumul specific de cocs a scăzut conform figurii 6.

Elemente ale bazei teoretice a arderii combustibililor gazoşi

În figura 7 se prezintă caracteristicile principale ale noului sistem de insuflare a gazului metan la furnale.

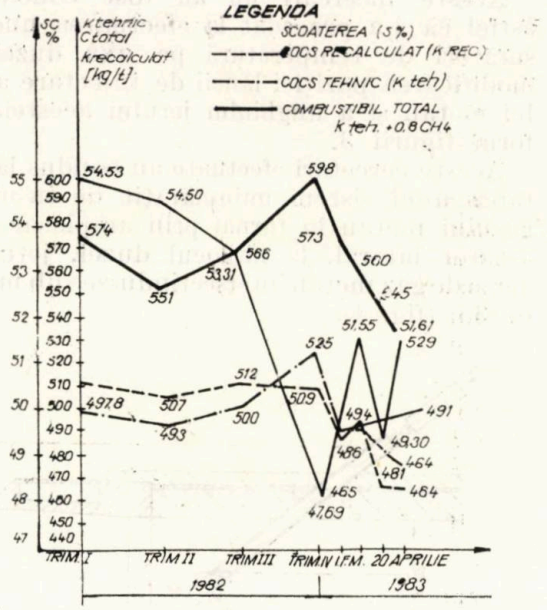


Fig. 6. Evoluţia parametrilor de funcţionare la furnalul nr. 1

$L_{CH_4} = W_a \cdot t_s$

t_s = timpul de staţionare a CH_4 în duză;

t_r = timpul de ardere a CH_4;

$$t_s = \frac{L_{CH_4}}{W_a} + \frac{l}{W_{fg}}, \text{ unde: } l = \frac{1}{2} D_{z.a}$$

(diametrul zonei de ardere)

$$W_{fg} = \frac{1}{2} W_a$$

$$t_s = \frac{1{,}2}{100} + \frac{0{,}8}{50} \; ; \quad t_s = 0{,}12 \text{ s}$$

$$t_{ardere}\, CH_4 = 0{,}004 \text{ s}[4] \quad t_s > t_{ardere}$$

Aceste calcule au fost confirmate prin experimentările efectuate la furnalele de la C.S. Galaţi.

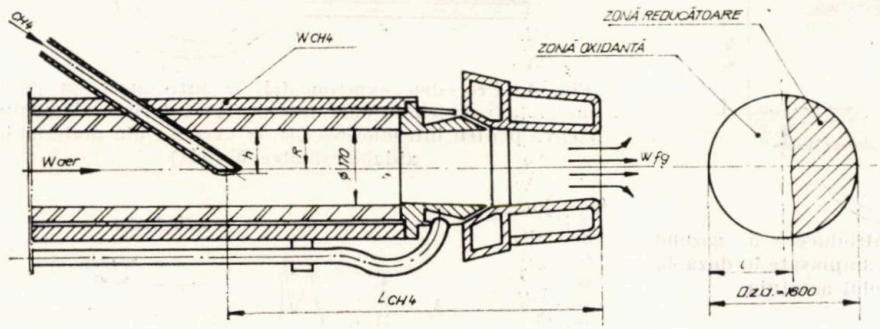


Fig. 7. Sistem îmbunătăţit de insuflare a gazului metan în furnal

$$h = K \cdot d_0 \cdot \sin \alpha \left(\frac{W_{CH_4}}{W_{aer}}\right)^{n=1} \cdot \left(\frac{\rho_{CH_4}}{\rho_{aer}}\right)^{m=\,0{,}4+1{,}0}$$

unde:

h este înălţimea de penetraţie;

K — 2,2 sin α[3];

d_0 — diametrul ajutajului prin care se insuflă CH_4 (25,4 mm);

W_{CH_4} — viteza CH_4 de injectare în duză (46 m/s);

W_{aer} — viteza aerului cald prin duză (100 m/s);

ρ_{CH_4} — densitatea CH_4 la 25°C şi 6 at (5,41 kgf/m³);

ρ_{aer} — densitatea aerului cald la 2 at şi 1 000°C (0,832 kgf/m³)

astfel:

$$h = 2{,}2 \cdot 25{,}4 \cdot 0{,}57 \cdot \left(\frac{46}{100}\right)^1 \cdot \left(\frac{5{,}41}{0{,}832}\right)^{0{,}8};$$

h = 95,5 mm;

R = 85,0 mm, deci $h > R$;

Concluzii

Din studiile şi cercetările efectuate privind îmbunătăţirea randamentului utilizării combustibililor auxiliari la furnale, au rezultat următoarele concluzii:

— în condiţiile de funcţionare a furnalelor de la Combinatul siderurgic — Galaţi, temperatura adiabatică a flăcării în zona de ardere trebuie să fie de 1 950 — 2 100°C. Valori în afara acestui domeniu conduc la înrăutăţirea funcţionării furnalului, la valori mai mici decît limita inferioară (1950°C) ale temperaturii creşte consumul specific de cocs şi scade indicele de utilizare a volumului util, datorită gradului scăzut de utilizare a energiei termice şi chimice a gazelor. La temperaturi mai ridicate decît limita superioară (2 100°C) apar agăţări ale coloanei de materiale;

— corelarea parametrilor de suflare la fiecare furnal (debit de vînt, temperatura vîntului, conţinut de oxigen, adaos de gaz metan) s-a făcut pe baza modelului matematic al fenomenelor din faţa gurilor de vînt. Aceasta a permis funcţionarea furnalului în regim optim.

Din calculul raportului de înlocuire a cocsului prin gaz metan la furnalele de la Combinatul siderurgic — Galați (0,6 kg 0,7 kg cocs/Nm³ gaz metan), precum și din compararea consumurilor de combustibil ale furnalelor de la Combinatul siderurgic — Galați cu cele realizate la alte furnale din lume, în condiții similare, a rezultat posibilitatea creșterii randamentului utilizării gazului metan. În urma experimentării industriale a mai multor metode de injectare a combustibililor auxiliari, s-a stabilit varianta optimă de injectare a acestora la mijlocul duzei sub un unghi de 35° (fig. 3), care a permis creșterea raportului de înlocuire la 0,9 kg cocs/Nm³ gaz metan, conducînd la reducerea consumului specific de cocs tehnic cu 15—20 kg/t fontă (fig. 4 și 5). Această metodă s-a extins cu rezultate bune la furnalele de mare capacitate de la Combinatul siderurgic — Galați.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl. *Teoria proceselor metalurgice.* București, Ed. tehnică, 1978.

[2] Murguleț N. *Cuptoare metalurgice,* București, Ed. tehnică, 1975.

[3] Carabogdan, I. G. și Panoiu, N. *Bazele teoretice ale aprinderii și arderii combustibililor solizi.* București, Editura Academiei R. S. R., 1969.

[4] Panoiu, N. *Instalații de ardere.* București, Ed. tehnică, 1968, p. 24—25.

[5] * * * În: Stahl und Eisen, R. F. G., nr. 25/26/80, p. 1521—1525.

[6] Murguleț, N. *Cercetări privind regimul de ardere a cocsului metalurgic în cîmp ultrasonic.* Sesiunea de comunicări științifice din 13—14 mai 1978, Facultatea de metalurgie — București.

[7] Strugari, Fl. *Eficiența utilizării combustibililor auxiliari la gurile de vînt ale furnalelor.* Sesiunea de comunicări științifice organizată de ICEM București și Facultatea de metalurgie, 9—11 sept., 1981.

DOCUMENTARE

Procedeu îmbunătățit de desulfurare a fontei brute cu ajutorul lăncilor de imersie

La desulfurarea fontei brute, reactivii pulverulenți, fluidizați cu ajutorul gazului într-un sistem pneumatic sub presiune, se insuflă în șarjă cu ajutorul unei lănci de imersie.

Noutatea constă în insuflarea concomitentă, dozată, a mai multor componente solide într-o conductă comună, pentru realizarea unui anumit grad de amestecare a componentelor de desulfurare. Acest lucru se realizează cu transportoare dozatoare sub presiune. Cantitățile de materiale sînt reglate de către duze prin gîtuire pneumatică, cu ajutorul unui curent de gaze, care este transportat printr-o fantă inelară. Curentul de gaze frînează sau amplifică fluxul de materiale prin gîtuire sau dilatare. Această concepție are avantajul că în special la materialele solide abrazive nu apare nici o uzură. Sistemul conduce la un flux uniform de materiale și ridică astfel calitatea tehnologiei de insuflare.

Ca alternativă la desulfurarea în oalele torpedo, care se realizează între furnal și oțelărie, în prezent desulfurarea se realizează în oțelărie, în oale deschise. În acest mod, îndepărtarea zgurei se realizează mai ușor, iar șarjele mai mici se pot trata individual.

(În: *Stahl und Eisen, R. F. G., nr. 16, 1984, p. 792*)

Creșterea productivității la uzina Vanderbylpark

La începutul anului 1984, în uzina Vanderbylpark a firme Iscor, din Africa de Sud, s-au constatat efectele asupra productivității datorate noilor investiții destinate acestui obiectiv. În luna ianuarie au fost elaborate 1 637 șarje, cu 274 350 t oțel. Cu această productivitate a fost depășită valoarea maximă, din august 1982, de 1 586 șarje cu 266 303 t. Productivitatea maximă pe zi a fost de 68 șarje față de cele 61 din august 1982, iar productivitatea pe schimb de 27, față de 23 în decembrie 1981.

Aceste noi productivități ridicate s-au realizat în special prin aprovizionarea îmbunătățită cu fontă brută, îmbunătățirile tehnicii instalațiilor și practicii de exploatare, ca și prin cooperarea eficientă între secțiile de producție și cele de întreținere. Printr-o multitudine de îmbunătățiri tehnice a putut fi aplicată mai des tehnica sublancei. Astfel, la fiecare șarjă s-au economisit șase min. Un min/șarjă economisit este egal cu o creștere a producției de o șarjă/zi. Siguranța de atingere a punctului final și alimentarea instalației de turnare continuă au fost și ele îmbunătățite.

Printr-o modificare a tehnicii de insuflare au fost posibile adaosuri mai reduse de fondanți și ca urmare cantități reduse de zgură, deci scoateri mai mari și o încărcătură mai redusă de fontă brută, de 955 kg/t de oțel brut comparativ cu 972 kg înainte. Aceasta a dus la o creștere a producției cu o șarjă/zi, la un consum de fontă neschimbat, dar cu un consum de fier vechi mai ridicat.

Rezistența cpătușelii convertizorului a putut fi ridicată de la 1700 la 2200 șarje. În locul cărămizilor magnezitice liate cu smoală se utilizează cărămizi magnezitice cu conținut înalt de carbon. Consumul de mase de torcretare a scăzut în același timp de la 1,6 kg la sub 0,5 kg/t oțel brut.

Capacitatea de tratament a fontei brute a crescut; printr-o a treia grupă de transvazare și două instalații de îndepărtare a zgurei disponibilitatea macaralei a crescut, iar pierderile de fontă au fost reduse.

Schimbarea recipientului conic superior al convertizorului de către secția de întreținere a condus la scurtarea perioadelor de căptușire și la o mai mare disponibilitate a convertizorului.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 15, 1984, p. 736*)

Noi blocuri izolatoare ușoare pentru izolația termică a cuptoarelor industriale

Noile blocuri din fibre ceramice „Saber Bloc" Triton Kaowool au fost dezvoltate în S.U.A. de către societatea „Babcock și Wilcox" și sînt produse în prezent în Europa de către firma engleză Morganite Ceramic Fibres.

Blocurile prefabricate constau dintr-o țesătură din fibre ceramice strîns împăturită, care este prinsă cu un umăr de prindere și fixată cu o tijă din oțel inoxidabil. La locul montării, umerii de prindere se fixează mecanic de două bolțuri de ancorare, care la rîndul lor sînt sudate de mantaua cuptorului. Acest mod de fixare în două puncte este rezistent la vibrații și, cum toate părțile metalice se află în partea din spate a blocului, fiind protejate termic de fibrele de ceramică, blocurile se caracterizează printr-o durabilitate ridicată și o bună rezistență la deformare. Elementele defecte pot fi îndepărtate ușor.

Elementele „Saber Bloc" au o suprafață stas de 300 × 300 mm și o grosime de 150, 200, 250 sau 300 mm. Alte dimensiuni pot fi livrate la cerere.

În condițiile exp'oatării, care la pachetele din fibre ceramice tăiate și stratificate după procedura uzuală ar duce la fretare, straturile din fibre ceramice ale blocurilor „Saber Bloc", presate și împăturite, se comprimă împiedicînd astfel formarea unor spații intermed'are.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 14, 1984, p. 678*)

Contribuții privind realizarea elicelor navale din oțel inoxidabil austenitic

Ing. V. S. Landes, ing. C. Avram
ICEM — București
ing. D. Constantinescu
Registrul Naval Român
ing. L. Harbuz, ing. M. Vasiliu,
ing. N. Ciocan, sing. G. Ene,
fiz. C. Pruteanu și ing. I. Vasile
I.N.E.T.O.F. — Galați

CZ: 621.81:669.14.018.8

Elicea, această parte componentă atît de importantă pentru siguranța navei, este o piesă supusă în exploatare la solicitări ciclice foarte mari, expusă la șocuri, care funcționează în mediul corosiv al apei de mare.

Extremitățile palelor devin rugoase datorită fenomenelor de coroziune și cavitație, iar elicea în totalitatea ei, fiind solicitată din punct de vedere mecanic și lucrînd în mediu corosiv, este expusă, de la o anumită valoare a eforturilor, la coroziunea fisurantă sub tensiune.

Din această cauză, alegerea materialului din care urmează să fie executată o elice navală este o problemă foarte importantă, care impune luarea în considerare a următorilor factori: realizarea unui randament ridicat și constant în timp al elicei, obținerea unor caracteristici mecanice înalte, comportare bună la coroziune, posibilități de reparații, costuri cît mai reduse și posibilitatea realizării acestui material în țară.

Elicele sînt turnate de obicei din aliaje pe bază de cupru, alame cu mangan sau cu nichel și mangan, bronzuri cu aluminiu și nichel, bronzuri cu mangan, nichel și aluminiu.

Realizarea unor elice mai economice, precum și asigurarea navigației prin ghețuri a dus la utilizarea următoarelor categorii de oțeluri: oțeluri carbon și slab aliate, oțeluri inoxidabile martensitice și ferito-martensitice, oțeluri inoxidabile austenitice și ferito-austenitice.

Datorită rezistenței extrem de reduse la coroziune în apă de mare, oțelurile carbon și slab aliate sînt folosite în special la executarea elicelor pentru navele fluviale.

Celelalte categorii de oțeluri — cele inoxidabile — au permis înlocuirea eficientă a aliajelor neferoase. Cercetările întreprinse privind rezistența acestora la coroziune în apă de mare, ca și verificarea tendinței lor la coroziunea intercristalină au demonstrat o superioritate certă.

În această idee, s-a trecut la cercetarea turnării elicelor navale din oțel inoxidabil austenitic, cu scopul de a acoperi primele necesități ale economiei noastre în acest domeniu.

Pentru studiu, s-a avut în vedere realizarea unor elice pentru nave maritime, cu următoarele caracteristici principale:

— diametrul elicei D, 1700 mm;
— numărul palelor Z, 4;
— pasul elicei H, 1034 mm;
— greutatea, 331 kg;
— înclinarea generatoarei, 15°C;
— turația elicei N, 302 rot/min.

Întrucît la acest tip de elice, o pală se desfășoară pe un unghi mai mare de 90°, apar suprapuneri a două pale pe aceeași generatoare, care impun măsuri speciale de formare.

Formarea s-a făcut în amestec pe bază de silicat de sodiu cu CO_2.

Pentru amestecul de formare s-a folosit: nisip de Aghireș dublu spălat și 8% silicat de sodiu, modul 2,0.

Realizarea formei a constat din următoarele operații:

— în centrul unui platou metalic s-a sudat suportul în care s-a montat axul;
— formarea bazei butucului;
— montarea pe ax a modelului pală-butuc;
— împărțirea prin trasare a palelor și montarea tiranților, pentru susținerea modelului, verificîndu-se cu compasul distanțele dintre generatoare;
— formarea semiformei inferioare, mutîndu-se modelul la fiecare pală în parte:
— formarea capacelor, mutîndu-se de asemenea fiecare pală.

La ultima pală, capacul s-a format din două bucăți din cauza celor arătate mai sus.

Atît semiforma inferioară, cît și capacele s-au vopsit cu vopsea refractară pe bază de zirconiu 6 002, diluată cu diluant D. 608 pînă la greutatea specifică de 1,3—1,5 kgf/dm^3, după care s-a ars diluantul.

În continuare s-a curățat forma, suflîndu-se cu aer comprimat și s-a făcut amplasarea capacelor peste semiforma inferioară, asigurîndu-se fixarea lor prin prezoanele sudate pe platou.

După controlul formei (cu lampa portabilă), s-a fixat maselota, iar pentru evitarea

ridicării acesteia și a capacelor, întreaga formă a fost asigurată prin îngreuierea cu greutăți.

Avîndu-se în vedere cerințele Societăților de clasificare și supraveghere a navelor, existente pe plan mondial, s-a urmărit realizarea unei mărci de oțel care, din punct de vedere al compoziției chimice orientative și al caracteristicilor mecanice, să se încadreze în limitele prevăzute în tabelele 1 și 2.

Elaborarea oțelului s-a făcut la I.N.E.T.O.F Galați într-un cuptor trifazic cu capacitatea nominală de 4 t.

După turnare, piesele au fost dezbătute, îndepărtîndu-se aderențele de turnare și bavurile, după care a urmat operația de sablare.

Tabelul 1

Elemente, %						
C	Si	Mn	P *max.*	S *max.*	Cr	Ni
0,06	2,0	2,0	0,03	0,03	18,0	10,0

Tabelul 2

Caracteristici mecanice de tracțiune			
$R_{p0.2}$	R_m	A_5	Z
N/mm²		%	
min 265	min 530	min 30	min 50

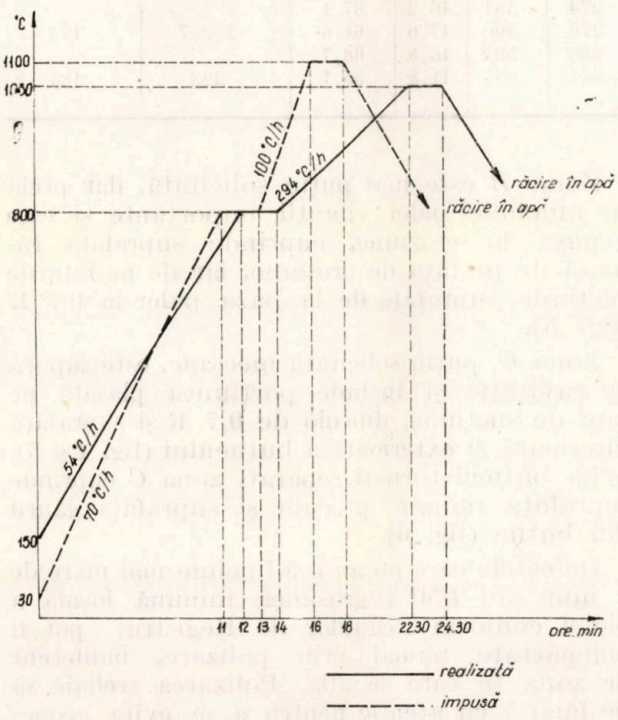


Fig. 1. Diagrama de tratament termic al elicei din oțel inoxidabil

Tratamentul termic al elicelor s-a făcut la I.N.E.T.O.F. — Galați, într-un cuptor cu vatră mobilă, cu o suprafață de 10 m².

Avînd în vedere configurația acestor piese, pentru evitarea deformării palelor, s-a conceput un dispozitiv special.

În figura 1 se prezintă diagrama de tratament termic, care a constat din călire de punere în soluție la T 1 100°C/2h/apă, în care sînt trasate cele 2 diagrame, cea impusă și cea realizată.

Se constată că, datorită parametrilor constructivi ai cuptorului, nu s-au putut realiza vitezele de încălzire după diagrama impusă.

Răcirea elicelor a fost realizată într-un bazin cu apă, în care intensificarea răcirii s-a făcut prin agitarea băii cu aer comprimat, durata fiind de 11—12 min.

Pentru a se urmări deformarea palelor elicelor, s-au făcut măsurători cu ajutorul pasometrului, înainte și după tratamentul termic.

Prin calcularea pasului la diferite raze și unghiuri, s-a constatat că elicele s-au deformat maximum 2 mm, încadrîndu-se la limitele prescrise de STAS 7073—75.

Verificarea calității materialului a fost făcută pe probe prelevate din pale, prin analize și încercări curente de recepție.

Analizele microscopice s-au efectuat conform STAS 7626 — 80 pe probe atacate electrolitic în acid oxalic 10%.

Încercările la tracțiune s-au efectuat la temperatura ambiantă conform STAS 200—75.

Încercările de încovoiere prin șoc s-au efectuat pe epruvete cu crestătură în U2, conform STAS 1400—75.

Încercările de duritate Brinell s-au efectuat conform STAS 165—66.

În tabelul 3 se prezintă compoziția cimică medie la elicele turnate.

Tabelul 3

Elemente, %							
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Ti
0,06	1,93	1,99	0,03	0,004	10,10	20,30	0,13

Analiza chimică se încadrează în prevederile impuse.

Din analiza stărilor structurale obținute în secțiunea transversală, după tratamentul termic s-a observat că structura este formată din austenită și grăunți de ferită delta, cu contururi diferit rotunjite (fig. 2 și 3).

Proporția de ferită apreciată metalografic, conform STAS 10456—75, este de aproximativ 8%.

Valorile caracteristicilor mecanice obținute sînt prezentate în tabelul 4 și se înscriu în

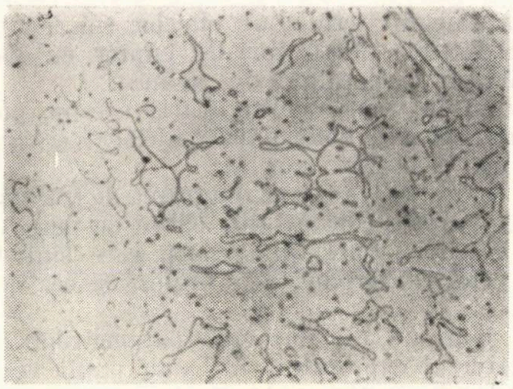


Fig. 2

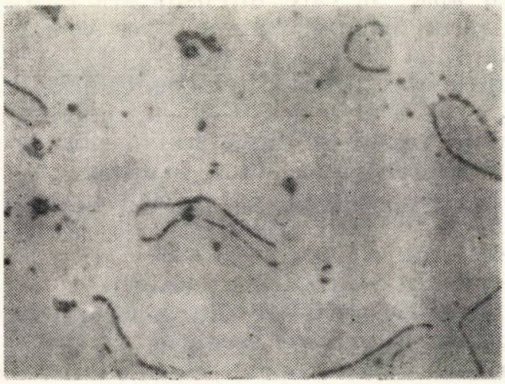


Fig. 3

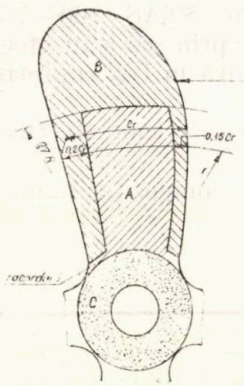


Fig. 4

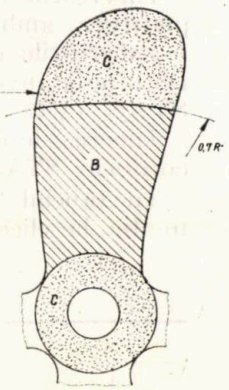


Fig. 5

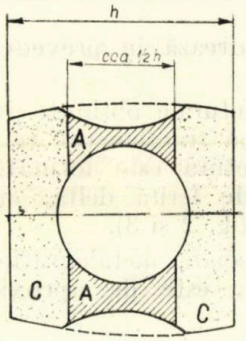


Fig. 6

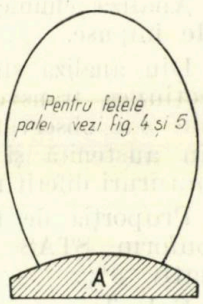


Fig. 7

prevederile Societăților de supraveghere și clasificare.

La unele elice turnate pot apărea defecte în procesul de producție, care sînt de obicei remediate prin sudură.

Defectele puse în evidență la verificarea pieselor pot fi eliminate și reparate, în funcție de numărul, mărimea și plasarea lor.

Pentru a putea stabili proporția repartițiilor admise și metoda de reparare, suprafața elicei se împarte în trei zone de severitate *A*, *B* și *C*, conform figurilor 4, 5, 6 și 7.

Zona *A* este cea care suportă eforturi de tracțiune mari și ciclice, fiind considerată cea mai solicitată. Ea se întinde pe fața de presiune a palei de la butuc — incluzînd și racordarea — pînă la distanța de 0,7 R și este limitată spre muchiile elicei de distanțele 0,15 Cr și 0,20 Cr. În cazul butucilor de elice turnați separat, zona *A* cuprinde suprafețele dintre găurile de prindere a flanșelor palei, inclusiv suprafețele găurilor (fig. 6). La palele turnate separat, zona *A* se extinde și pe întreaga suprafață a flanșelor (fig. 7).

Tabelul 4

Caracteristici mecanice de tracțiune				Încercări de încovoiere prin șoc KCU_2 300/2/10, J/cm²	Duritate Brinell *HB*, 187,5/2,5/15
$R_{p0,2}$	R_m	A_5	Z		
N/mm²		%			
274	581	46,2	67,1		
276	590	47,0	61,6	259,7	170
280	582	46,8	68,7		
381	607	41,8	55,1	223	185

Zona *B* este mai puțin solicitată, dar preia în muchiile palei vibrații importante și este expusă la eroziune, cuprinde suprafața rămasă de pe fața de presiune, iar de pe fața de sucțiune, suprafața de la baza palei la 0,7 R (fig. 5).

Zona *C*, puțin solicitată mecanic, este supusă la cavitație și include porțiunea plasată pe fața de sucțiune, dincolo de 0,7 R și suprafața interioară și exterioară a butucului (fig. 4 și 5).

La butucii turnați separat, zona *C* cuprinde suprafața rămasă, precum și suprafața găurii din butuc (fig. 6).

Defectele care nu au o adîncime mai mare de 2 mm sau $t/50$ (t-grosimea minimă locală a piesei conform Regulilor de Registru) pot fi îndepărtate numai prin polizare, indiferent de zona în care se află. Polizarea trebuie să fie făcută cu atenție pentru a se evita acoperirea defectului, ceea ce ar face imposibilă verificarea îndepărtării lui complete, prin con-

trolul cu lichide penetrante. Zona polizată trebuie să fie în pantă foarte lină, pentru evitarea concentrării tensiunilor.

Defectele mai mari, care se remediază prin sudare, trebuie să se încadreze în anumite limite, în funcție de zona în care se află. Suprafața maximă admisă a locurilor pregătite pentru remediere este dată conform prescripțiilor Det Norske Veritas (tab. 5).

Tabelul 5

		Suprafața defectului	
		Cu tratament termic după sudare, %	Fără tratament termic după sudare, %
Zona *A*	Suprafața unui singur defect	4	2
	Suprafața totală a defectelor	8	4
Zona *B*	Suprafața unui singur defect	6	3
	Suprafața totală a defectelor	16	8
Zona *C*	Suprafața unui singur defect	8	4
	Suprafața totală a defectelor	20	10

Suprafața defectului, în procente, se determină în mod diferit pentru fiecare zonă de severitate în parte.

Pentru zona *A* de pe fața de presiune a palei, aria defectului se calculează luînd în considerare întreaga zonă.

Zona *A* de pe butuc se împarte în patru părți : suprafața exterioară, două suprafețe de capăt și suprafața interioară a butucului. În acest caz, aria defectului se determină luînd în considerare fiecare suprafață a zonei *A* în parte.

Același lucru se aplică la palele turnate separat, la care zona *A* se împarte în trei părți : cea superioară, cea inferioară a flanșei și porțiunea dintre ele.

Pentru zona *B* suprafața defectului se calculează luîndu-se în considerare fiecare față a palei în parte.

La zona *C* de pe fața de sucțiune a palei se ia în considerare întreaga suprafață a acesteia.

La repararea defectelor, în afară de suprafața maximă a acestora, trebuie să se țină seamă și de adîncimea admisă.

În zona *A*, adîncimea defectelor nu trebuie să fie mai mare de $t/4$, unde „t" este grosimea piesei în secțiunea respectivă.

În zona *B* se admite o adîncime maximă de $t/2$, iar în zona *C*, unde solicitările sînt mai mici, se pot accepta, pentru reparații, defecte ceva mai mari.

Remedierea defectelor de turnare se face pe baza unor tehnologii întocmite de producător și supuse avizării Registrului Naval.

★

Analizînd rezultatele obținute prin aplicarea tehnologiei prezentate succint, se poate trage concluzia că oțelul inoxidabil austenitic studiat este la nivelul cerințelor din acest domeniu și poate fi utilizat la executarea elicelor pentru navele maritime.

În acest fel, se poate trece la înlocuire — acolo unde este posibil — a aliajelor pe bază de cupru, realizîndu-se economii la costul de fabricație de cca 3,5 ori.

Cercetări experimentale privind mărimea și distribuția carburilor la deformarea plastică a unui oțel rapid cu conținut scăzut de elemente de aliere

Ing. R. Șaban și ing. M. V. Suciu
Institutul politehnic — București

CZ : 539.374 :669.14.018.252.3

Avînd în vedere deficitul și prețul ridicat al elementelor de aliere care se utilizează în fabricația oțelurilor rapide clasice, tendințele actuale urmăresc dezvoltarea producției oțelurilor rapide slab aliate.

În acest caz vor fi prezentate rezultatele cercetărilor experimentale obținute într-o primă etapă, privind asimilarea unei noi mărci de oțel rapid, precum și condițiile de deformare plastică și tratament termic preliminar ale acestuia.

Oțelul a fost elaborat într-un cuptor cu inducție cu o capacitate de 50 kg și o putere instalată de 120 kW.

Compoziția chimică a oțelului este prezentată în tabelul 1.

Șarja de oțel lichid a fost turnată într-o lingotieră invers conică, cu secțiune rotundă, din care s-a obținut un singur lingou pe șarjă cu o greutate de 26,5 kg.

În continuare au fost îndepărtate maselota și piciorul lingoului prin tăiere la o mașină cu disc abraziv.

Din zona de mijloc rămasă au fost prelevate probe, reprezentînd centrul secțiunii transversale.

Pe aceste probe au fost efectuate analize metalografice la microscopul optic și determinări de număr de carburi și mărimi pe clase de dimensiuni ale acestora.

Microstructura în stare turnată este prezentată în figura 1. Se observă aspectul foarte fin al rețelei de ledeburită datorită atît conținutului scăzut de elemente de aliere (în special wolfram), cît și dimensiunilor lingoului.

Determinarea numărului și mărimii carburilor pe clase de dimensiuni a fost realizată pe un aparat tip „Quantimet 720 Imanco MR".

Au fost studiate 20 cîmpuri, suprafața medie ocupată de carburi raportată la suprafața totală analizată reprezentînd 8,68%. Diametrul mediu al carburilor este de 0,048 mm.

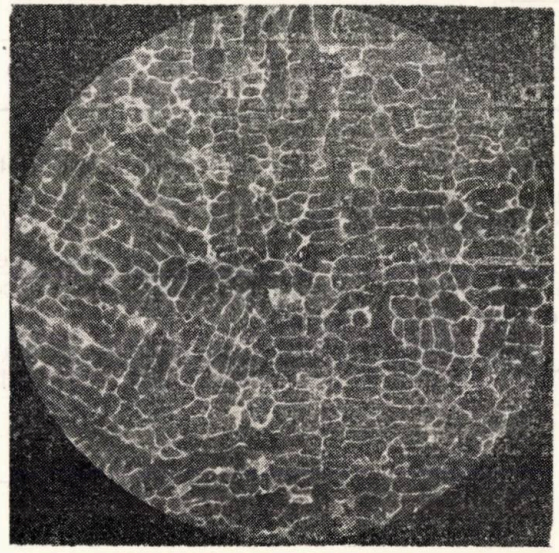


Fig. 1. Microstructura oțelului în stare turnată (×100)

Tabelul 1

Compoziția chimică determinată pe probă prelevată din lingou

Denumirea elementului	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	W
%	0,95	0,67	0,28	0,010	0,020	3,90	3,40	2,00	3,30

Distribuția carburilor pe clase de dimensiuni la proba în stare turnată *Tabelul 2*

Clasa de dimensiuni, μ	0—2	2—4	4—8	8—16	16—32	32—64	64—128	>128
Număr de carburi	2 488	1 088	663	403	103	5,86	—	—

Distribuția carburilor pe clase de dimensiuni este prezentată în tabelul 2.

În continuare, partea centrală a lingoului a fost forjată pe un ciocan de forjare liberă, de 400 kgf.

Forjarea a fost efectuată prin întindere cu repătratizare între scule plane. S-au obținut bare de secțiune pătrată cu dimensiunile de 40 mm, 25 mm, 14 mm.

Din fiecare dimensiune de bară au fost prelevate probe pentru analiză metalografică și determinări de mărime și distribuție a carburilor.

Analiza metalografică a fost efectuată pe probe prelevate din barele forjate atît pe direcție longitudinală, cît și pe direcție transversală.

Microstructurile obținute pe direcție longitudinală sînt prezentate în figurile 2, 3 și 4.

Punctajul de carburi realizat scade pe măsura creșterii valorii coroiajului. Astfel, coroiajul corespunzător semifabricatului cu secțiunea de 40 × 40 mm este de 8,35, punctajul de carburi obținut pe direcție longitudinală avînd valoarea 5.

La semifabricatul cu secțiunea de 25 × 25 mm, valoarea coroiajului este 21,4, iar punctajul de carburi pe direcție longitudinală are valoarea 2.

Semifabricatul cu secțiunea de 14 × 14 mm a fost obținut prin forjare cu coroiaj de 68,0, punctajul de carburi pe direcția longitudinală corespunzător avînd valoarea 1.

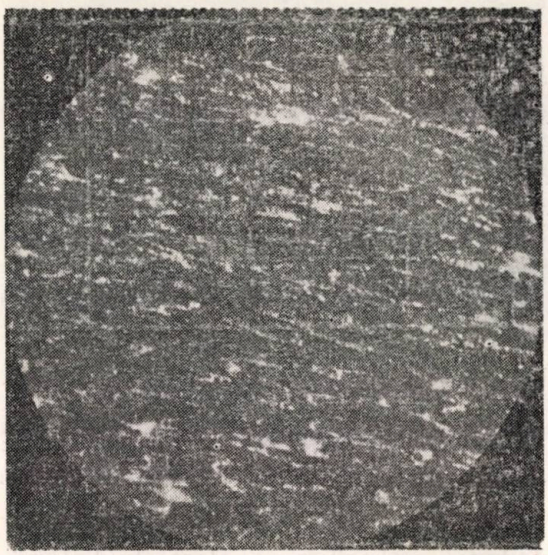


Fig. 2. Microstructura semifabricatului forjat 40×40 mm, secțiune longitudinală (×100)

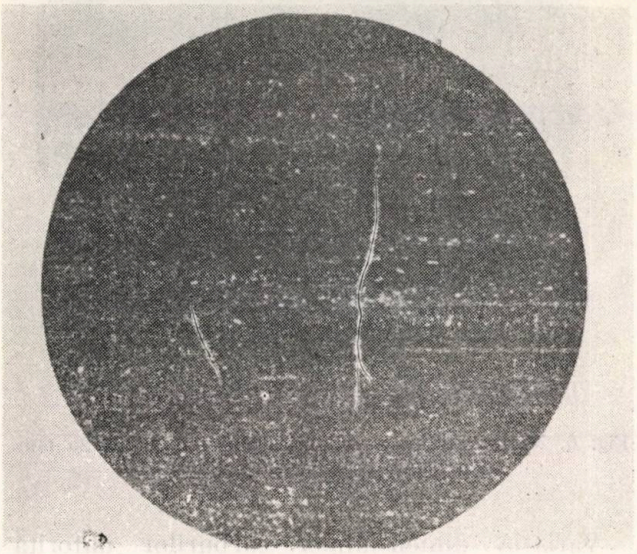


Fig. 3. Microstructura semifabricatului forjat 25×25 mm, secțiune longitudinală (×100)

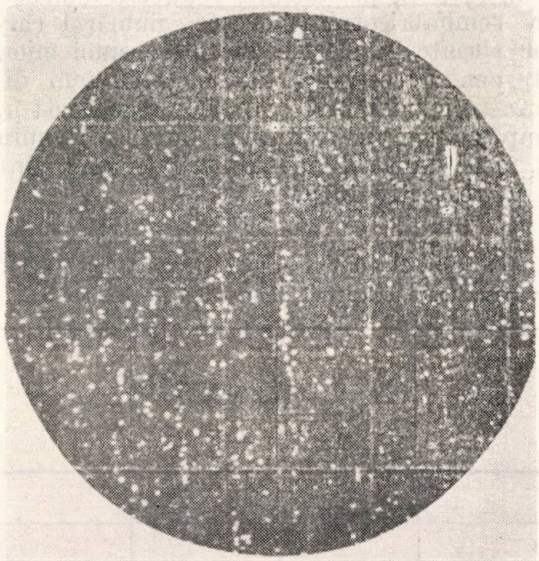


Fig. 4. Microstructura semifabricatului forjat 14×14 mm, secțiune longitudinală (×100)

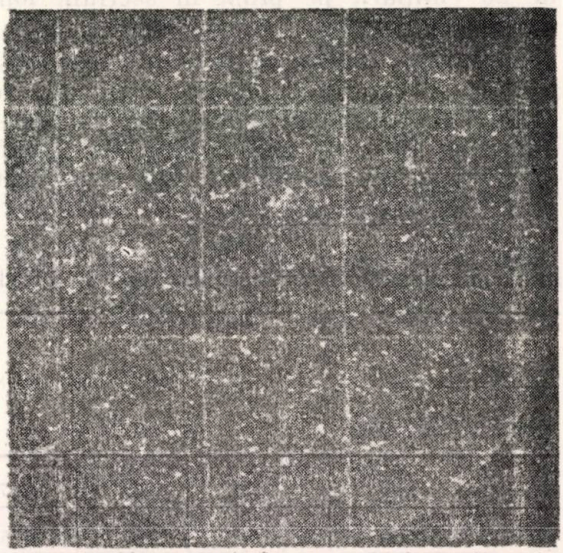


Fig. 5. Microstructura semifabricatului forjat 40×40 mm, secțiune transversală (×100)

Microstructurile obținute pe direcție transversală sînt prezentate în figurile 5, 6 și 7.

Din analiza microstructurilor pe direcție longitudinală și transversală se constată o puternică fărîmițare a rețelei de ledeburită cu creșterea valorii coroiajului. De asemenea, fărîmițarea carburilor este însoțită de creșterea gradului de uniformitate a distribuției acestora pe secțiune.

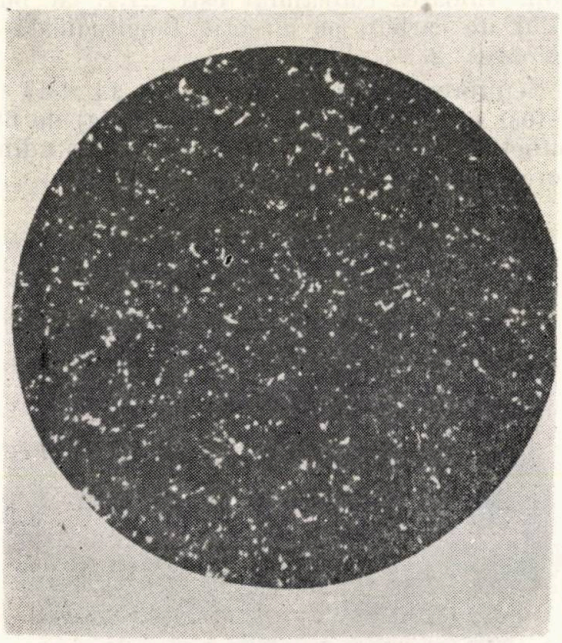


Fig. 6. Microstructura semifabricatului forjat 25×25 mm, secțiune transversală (×100)

Variația dimensiunilor carburilor datorită creșterii valorii coroiajului este evidențiată și de analiza realizată pe „Quantimet".

Determinările au fost efectuate pe un număr de 20 cîmpuri, pe probe în secțiune longitudinală.

Suprafața medie ocupată de carburi, raportată la suprafața totală analizată, reprezintă 3,32% în cazul semifabricatului cu secțiunea de 40 × 40 mm, 2,63% la semifabricatul cu secțiunea de 25 × 25 mm și numai 1,10% pentru semifabricatul cu dimensiunile 14 × 14 mm.

Aceste valori confirmă rezultatele analizei microscopice, privind creșterea uniformității repartiției carburilor pe secțiune cu creșterea valorii coroiajului.

Gradul de fărîmițare a carburilor este evidențiat de valoarea diametrului mediu al carburilor, care este de 0,023 mm pentru semifabricatul cu secțiunea de 40 × 40 mm, 0,022 mm pentru semifabricatul cu secțiunea de 25 × 25 mm și 0,020 mm pentru semifabricatul cu secțiunea de 14 × 14 mm.

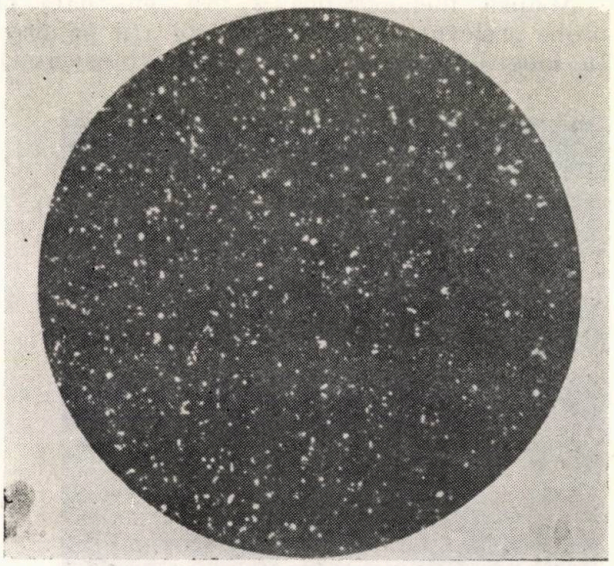


Fig. 7. Microstructura semifabricatului forjat 14×14 mm secțiune transversală (×100)

Distribuția carburilor pe clase de dimensiuni pentru cele trei dimensiuni de semifabricat este prezentată în tabelul 3.

Se observă că pe măsura reducerii dimensiunilor semifabricatului crește numărul carburilor situate în clasele de dimensiuni mici. Astfel, pentru secțiunea de 40 × 40 mm dimensiunea maximă a carburilor este de 64 μ, în timp ce pentru secțiunile de 25 × 25 mm și 14 × 14 mm, dimensiunile maxime sînt de 32 μ, respectiv 16 μ.

Tabelul 3

Distribuția carburilor pe clase de dimensiuni în direcție longitudinală, corespunzătoare celor trei dimensiuni de semifabricat

Clase de dimensiuni, μ / Număr de carburi	0 –2	2 –4	4 –8	8 –16	16 –32	32 –64	64 –128	> 128
$S_1 = 40 \times 40$ mm	2 387	627	67,7	177,9	12,9	0,19	–	–
$S_2 = 25 \times 25$ mm	2 740	1 097	565	173	11,3	–	–	–
$S_3 = 14 \times 14$ mm	2 926	1 474	667	0,78	–	–	–	–

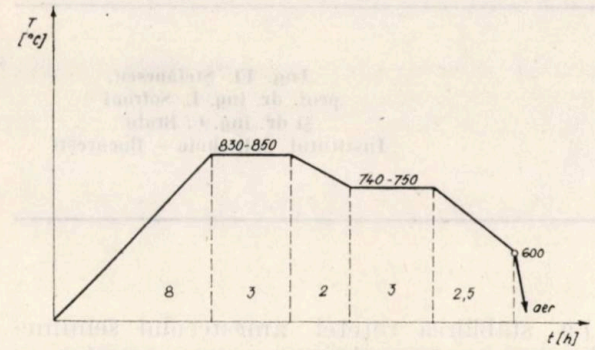


Fig. 8. Diagrama de recoacere aplicată barelor forjate în vederea asigurării prelucrabilității prin așchiere

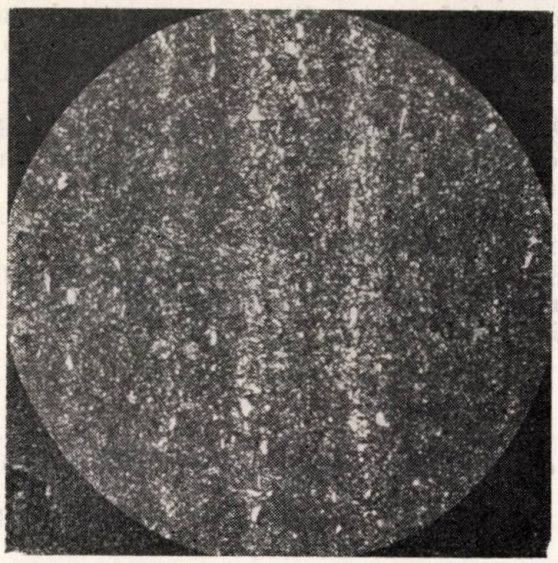


Fig. 9. Microstructura oțelului în stare forjată și recoaptă (×350)

Valorile durității obținute după forjare sînt cuprinse între 350 și 370 *HB*.

În vederea asigurării prelucrabilității prin așchiere, barele forjate au fost supuse unei recoaceri în cuptor tip cameră cu vatră fixă, încălzit cu gaz natural.

Diagrama de recoacere este prezentată în figura 8. Duritatea obținută după recoacere este cuprinsă între 260 și 280 *HB*. Microstructura în stare recoaptă este prezentată în figura 9.

Concluzii

— Conținutul redus de elemente de aliere (în special wolfram) determină în stare turnată formarea unei rețele de ledeburită fină și cu distribuție uniformă.

— Prin forjarea cu repătratizare între scule plane se obțin carburi fine și uniform distribuite la valori ale coroiajului de 18—20. Forjarea la valori mai mari ale coroiajului prin prisma mărimii și distribuției carburilor nu este justificată.

— Tratamentul termic preliminar de recoacere aplicat barelor forjate asigură o structură cu grad avansat de globulizare, ușor prelucrabilă prin așchiere.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mantea, Șt. și Dulămiță, T. *Teoria și practica tratamentelor termice*. București, Ed. tehnică, 1966.

[2] Popescu, V. Drăgan, I. și Alexandru, T. *Tehnologia forjării*. București, Ed. tehnică, 1980.

[3] Drăgan, I. *Tehnologia deformărilor plastice*. București, Ed. didactică și pedagogică, 1976.

Cercetări experimentale privind dirijarea procesului de solidificare a aliajelor prin modificarea proprietăților termofizice ale amestecurilor de formare

Ing. Fl. Ștefănescu,
prof. dr. ing. L. Sofroni
și dr. ing. C. Bratu
Institutul politehnic — București

CZ: 621.746.628 : 621.742.4

Obținerea pieselor turnate cu proprietăți tehnologice corespunzătoare condițiilor de exploatare impune realizarea unei compactități ridicate a aliajelor.

Golurile din peretele piesei turnate sînt provocate în cele mai multe cazuri de procesul de contracție, care se desfășoară în timpul solidificării aliajului. Locurile în care se formează frecvent aceste goluri de contracție sînt nodurile termice, care apar mai ales în cazul pieselor cu o configurație complexă. O metodă tehnologică simplă și larg răspîndită, folosită pentru eliminarea nodurilor termice, constă în intensificarea procesului de solidificare în zonele respective, cu ajutorul unor răcitori exteriori. Utilizarea răcitorilor exteriori monobloc prezintă însă o serie de dezavantaje, cum ar fi:

— manoperă mare pentru confecționarea și fixarea lor în forma de turnare;

— necesitatea utilizării unor mașini-unelte pentru prelucrări mecanice, în cazul în care suprafața răcitorului nu este plană;

— apariția de fisuri între răcitori, ca urmare a tensiunilor care se produc datorită diferențelor mari între vitezele de solidificare a aliajului în zone învecinate;

— înainte de turnare, vaporii de apă din mediul înconjurător condensează pe suprafața răcitorului, iar apoi, la contactul cu aliajul lichid, vaporii formați, neputînd străbate răcitorul, pătrund în peretele piesei dînd naștere la sufluri;

— necesitatea protejării suprafeței răcitorului împotriva fenomenului de oxidare sau ruginire.

Pornind de la ideea eliminării pe cît posibil a acestor dezavantaje, s-a încercat înlocuirea răcitorilor clasici cu amestecuri de formare avînd o capacitate sporită de acumulare a căldurii.

Coeficientul de acumulare a căldurii, $b_f = \sqrt{\lambda c \rho}$, se poate mări prin creșterea valorilor parametrilor care îl definesc. Acest lucru este posibil prin folosirea unui amestec semimetalic compus din:

— nisip cuarțos + alice din fontă (alice uzate de la instalațiile de alicare), în diferite proporții;

— liant (bentonită + dextrină);

— apă.

La stabilirea rețetei amestecului semimetalic s-a urmărit obținerea unui amestec cu proprietăți bune de formare, dar cu un coeficient b_f cît mai mare.

Impunîndu-se condiția ca amestecul realizat să aibă în stare crudă o rezistență la compresiune de minimum 0,5 daN/cm², a rezultat necesitatea folosirii unor cantități de 10—16% bentonită calcică și 1,5—3,5% dextrină, valorile maximale fiind corespunzătoare unui material granular conținînd 100% alice.

Coeficientul b_f s-a determinat pe baza următoarelor considerații teoretice:

Ecuația de bilanț termic între amestecul de formare și aliajul în curs de solidificare se scrie:

$$\frac{Sb_f(T_m - T_0)}{\sqrt{\pi}\sqrt{t}}\,dt = \rho L dV$$

în care: S este suprafața de contact aliaj-formă;
T_m — temperatura medie de solidificare;
T_0 — temperatura inițială a formei;
t — timpul de solidificare;
ρ — densitatea aliajului luat în considerare;
L — căldura latentă de solidificare;
V — volumul aliajului solidificat.

Se integrează ecuația diferențială de mai sus:

$$\frac{Sb_f(T_m - T_0)}{\sqrt{\pi}} \int \frac{dt}{\sqrt{t}} = \rho L \int dV$$

$$\frac{2Sb_f(T_m - T_0)}{\sqrt{\pi}}\sqrt{t} = \rho L V + C$$

Ținînd seamă de faptul că la $t = 0$, volumul de aliaj solidificat V este egal cu zero, valoarea constantei de integrare este nulă.

Dar $V = S \cdot x$, în care x este grosimea stratului solidificat.

Rezultă:

$$b_f = \frac{\sqrt{\pi}\rho L x}{2(T_m - T_0)\sqrt{t}}$$

Valoarea lui x s-a determinat prin măsurarea grosimii de aliaj solidificat după un timp determinat, t.

Pentru experimentări s-a folosit oțel nealiat, turnat în jurul unor miezuri realizate din amestec semimetalic. S-a urmărit determinarea valorilor lui b_f în condițiile folosirii unor proporții din ce în ce mai mari de alice și a utilizării acestora la diferite granulații. S-au folosit următoarele valori ale parametrilor termofizici: $\rho = 7\,200$ kg/m^3; $L = 270$ kJ/kg; $T_m = 1\,723$ K și $T_0 = 293$ K. Granulația alicelor, exprimată în μm, a variat în limitele 100 și 400, iar procentul acestora din materialul granular a fost mărit de la 0 la 100%.

Forma asamblată folosită la experimentări este prezentată schematic în figura 1, în care: *1* — miez realizat din amestec semimetalic (părțile înconjurate de aliaj au formă cilindrică); *2* — elemente metalice pentru manevrarea miezului; *3* — orificiu de turnare; *4* — aliaj turnat și *5* — suport realizat din amestec de formare fără alice.

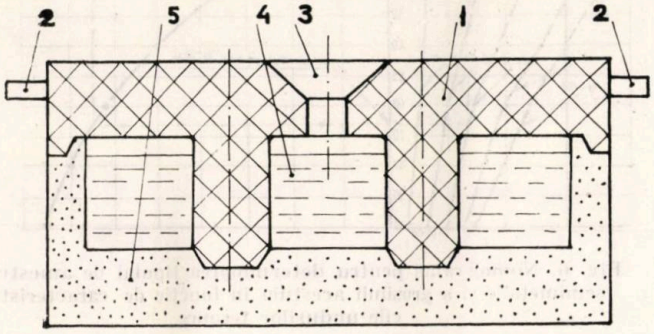


Fig. 1. Reprezentarea schematică a formei folosite pentru determinarea coeficientului b_f

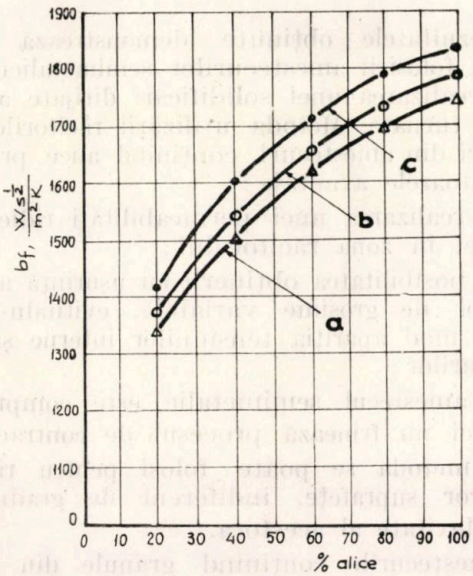


Fig. 2. Variația coeficientului b_f, în funcție de procentul de alice:
a — granulația $Gr = 100$ μm; b — $Gr = 200$ μm; c — $Gr = 400$ μm

Modul de variație a coeficientului b_f, în funcție de procentul de alice din materialul granular, este prezentat în figura 2. Creșterea coeficientului de acumulare a căldurii se datorește în primul rînd creșterii procentului de alice, dar și granulației acestora.

În continuare cercetările efectuate au avut ca scop determinarea grosimii amestecului semimetalic și componența acestuia în cazul unor noduri termice de dimensiuni variabile.

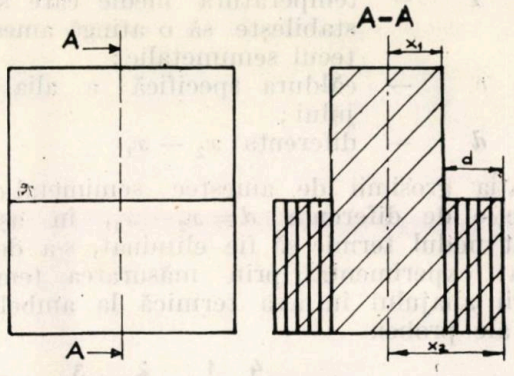


Fig. 3. Modelul probei folosite pentru determinarea grosimii necesare a stratului de amestec semimetalic

Probele utilizate se compun dintr-un perete de grosime $2x_1 (x_1 = 50$ mm) îmbinat cu un altul de grosime variabilă $2x_2$, ca în figura 3.

Timpii după care frontul de solidificare parcurge distanța x_1 respectiv x_2 sînt dați de relațiile:

$$t_1 = \left[\frac{\sqrt{\pi}\,\rho L x_1}{2b_{f_1}(T_m - T_0)}\right]^2$$

$$t_2 = \left[\frac{\sqrt{\pi}\,\rho L x_2}{2b_{f_2}(T_m - T_0)}\right]^2$$

Punînd condiția ca t_1 să fie egal cu t_2 rezultă:

$$\frac{x_2}{x_1} = \frac{b_{f_2}}{b_{f_1}}$$

în care b_{f_1} este coeficientul de acumulare a căldurii al unui amestec de formare obișnuit, (~ 1100 Ws$^{1/2}$/m^{2}K), iar b_{f_2} este coeficientul de acumulare a căldurii al amestecului semimetalic.

După cum reiese din figura 2 raportul b_{f_1}/b_{f_2}, deci implicit raportul x_2/x_1 poate avea valori cuprinse între 1 și 1,59, la o granulație de 100 μm.

Grosimea minimă de amestec semimetalic, δ, necesară se poate determina cu aproximație

din relația de egalitate, care se stabilește între căldura cedată de aliajul lichid aflat în exces și căldura primită de formă :

$$\delta = \frac{d \cdot \rho[L + c(T_t - T_m)]}{\rho' c'(T - T_0)}$$

în care : T_t este temperatura de turnare ;
ρ' — densitatea amestecului semimetalic ;
c' — căldura specifică a amestecului semimetalic :
T — temperatura medie care se stabilește să o atingă amestecul semimetalic ;
c — căldura specifică a aliajului ;
d — diferența $x_2 - x_1$.

Variația grosimii de amestec semimetalic, în funcție de diferența $d = x_2 - x_1$, în așa fel încît nodul termic să fie eliminat, s-a determinat experimental prin măsurarea temperaturii aliajului în axa termică la ambele capete ale probei.

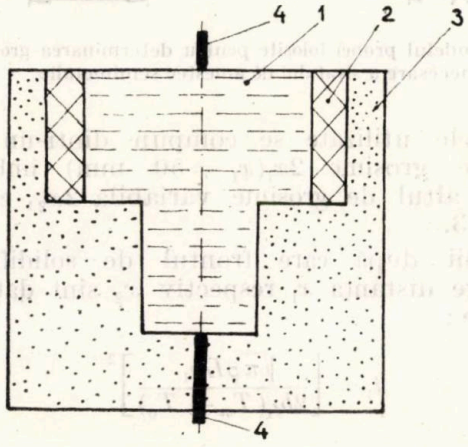


Fig. 4. Instalația utilizată :
1 — aliaj lichid ; *2* — amestec semimetalic ; *3* — formă ; *4* — termocupluri

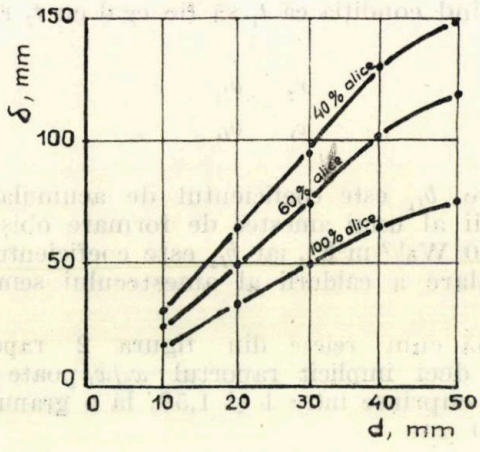


Fig. 5. Variația grosimii de amestec semimetalic, în funcție de diferența $x_2 - x_1$

Instalația folosită este prezentată în figura 4, iar rezultatele experimentale obținute sînt reprezentate grafic în figura 5.

Distanța d s-a modificat prin adăugarea succesivă a unor elemente detașabile.

Pe baza datelor experimentale și a considerațiilor teoretice făcute s-a putut trasa nomograma din figura 6, care permite stabilirea rapidă a tipului de amestec semimetalic (cu granulația : 100 μm), necesar pentru eliminarea nodului termic reprezentat prin raportul x_2/x_1 și dimensiunea d.

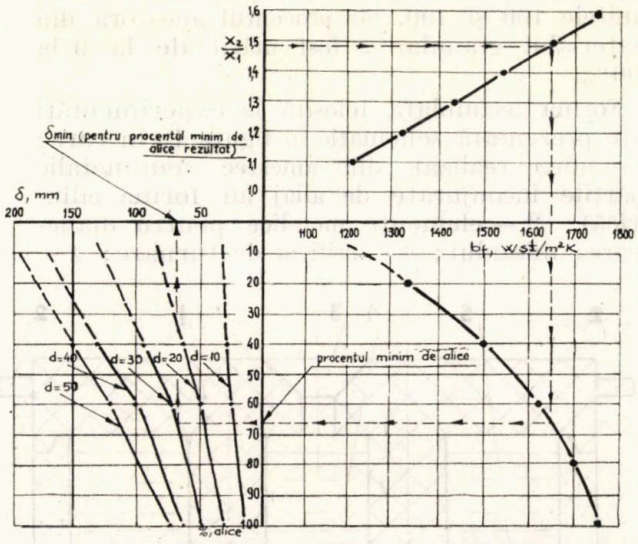


Fig. 6. Nomogramă pentru determinarea tipului de amestec semimetalic și a grosimii acestuia în funcție de caracteristicile nodurilor termice

Modul de folosire a nomogramei rezultă din exemplul figurat cu linie întreruptă și cu săgeți.

Rezultatele obținute demonstrează utilitatea folosirii amestecurilor semimetalice pentru realizarea unei solidificări dirijate a aliajelor turnate. Metoda utilizării răcitorilor exteriori din amestecuri conținînd alice prezintă următoarele avantaje :

— realizarea unei permeabilități ridicate a formei în zona răcitorului ;

— posibilitatea obținerii cu ușurință a unui răcitor de grosime variabilă, evitîndu-se în acest mod apariția tensiunilor interne și deci a fisurilor ;

— amestecul semimetalic este compresibil și deci nu frînează procesul de contracție :

— metoda se poate folosi pentru răcirea oricăror suprafețe, indiferent de gradul de complexitate al acestora.

Amestecurile conținînd granule din fontă au însă tendința de a produce aderențe termice, fenomen care poate fi evitat prin folosirea unei vopsele refractare.

Conf. dr. ing. C. Pumnea
Academia de Studii Economice — București
și ing. T. Niculescu

Tehnologii neconvenționale de acoperire metalică prin pulverizare catodică (I)

CZ : 621.793.71

În ultimii 10—15 ani, datorită perfecționărilor aduse, s-au dezvoltat pe plan mondial tehnicile de pulverizare catodică, care, deși erau cunoscute mai de demult, erau concurate puternic de tehnicile de acoperire prin evaporare, bazate pe sistemele de încălzire în vid rezistive, inductive sau mai ales cu fasciculul de electroni.

Acest lucru era determinat în principal de doi factori, și anume, în primul rînd, de vitezele de depunere relativ reduse realizate la pulverizarea catodică (cu circa 10% mai mici decît cele obținute la tehnicile de acoperire prin evaporare), iar în al doilea rînd, de încălzirea puternică a suportului de acoperire (substratului), ca urmare a impactului cu fasciculul de electroni.

Prin înlocuirea procedeului clasic de pulverizare catodică (procedeul diodă), cu tehnicile de pulverizare în cîmp magnetic (procedeul triodă), aceste dezavantaje au fost înlăturate, acestea din urmă devenind astfel deosebit de competitive. În stadiul actual, pulverizarea catodică are largi și eficiente aplicații la obținerea de depuneri metalice sau nemetalice pe suport metalic sau chiar nemetalic (sticlă, ceramică, materiale plastice, hîrtie sau textile), caracterizate printr-o deosebită uniformitate de grosime, aderență remarcabilă și cu caracteristici fizico-mecanice și chimice foarte variate, în funcție de domeniile de utilizare a materialelor acoperite.

Mecanismul pulverizării catodice. Procedeul convențional (diodă). Pulverizarea catodică este în esență un fenomen de ejecție de materie de la suprafața unui material, datorită impactului cu un fascicul de particule energetice (în general ioni). În forma cea mai simplă și cea mai veche (procedeul diodă), procesul se bazează pe următorul principiu (fig. 1). Într-o incintă vidată la presiune sub 10^{-2} Pa sînt dispuși doi electrozi plani, la o distanță de cîțiva centimetri. Unul din electrozi este conectat la polul negativ al unui generator de tensiune (cîțiva kV), iar celălalt la masă. După vidarea incintei , se ridică presiunea la circa 10 Pa, prin admisia în incintă a unui flux controlat de argon, odată cu menținerea pompajului, astfel încît apare o descărcare luminiscentă între cei doi electrozi. Gazul luminiscent care se obține este alcătuit din molecule de argon, ioni de argon și electroni. În imediata vecinătate a catodului apare o zonă neluminoasă, spațiul Crookes, în care are loc cea mai mare parte din căderea de potențial și în care ionii rezultați în plasmă prin ciocnirea moleculelor de argon cu electronii sînt accelerați și bombardează catodul cu o energie de mai mulți keV, provocînd ejecția atomilor catodului. Acești atomi sînt proiectați în toate

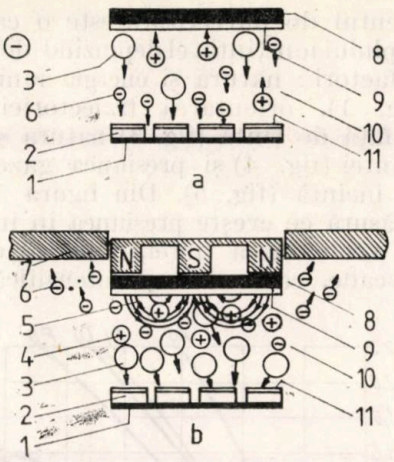


Fig. 1. Procedeu de pulverizare catodică [15]:
a) procedeul convențional (diodă); *b) procedeul neconvențional (triodă)*; *1 — suport al substratului*; *2— substrat*; *3 — atomi ejectați*; *4 — ionii plasmei de argon*; *5— liniile cîmpului magnetic*; *6 — electroni secundari*; *7— peretele incintei de vid*; *8 — catod*; *9 — țintă*; *10 — plasmă*; *11 — strat pulverizat*

direcțiile, ajungînd în final pe anod sau pe orice altă piesă așezată pentru acoperire în fața anodului.

Procesul de depunere este astfel determinat de fenomenul de ionizare prin ciocnirea electronilor accelerați în gaz cu atomii gazului inert (argon), care poate avea loc cînd energia cinetică a electronilor ($m_e v^2/2$) depășește o anumită valoarea W_i, denumită energie de ionizare, respectiv :

$$1/2\ m_e v^2 > W_i \qquad (1)$$

în care : m este masa electronului ; v — viteza electronilor.

Potențialul corespunzător energiei de ionizare :

$$V_i = W_i/q \qquad (2)$$

constituie potențialul de ionizare.

Energia de ionizare se exprimă în electronvolți *. Mecanismul de ejecție al atomilor este

* Un electron-volt este energia cinetică pe care o posedă un electron accelerat la o diferență de potențial de 1 volt

datorat transferului cantității de mișcare $p = mv = \sqrt{2mE}$ a ionului incident către atomii țintei, ceea ce explică eficiența mai mare a ionilor grei (Hg, Xe) în comparație cu aceea a ionilor ușori (H^+, He^+). Acest mecanism explică deopotrivă și posibilitatea ca un singur ion să determine ejecția mai multor atomi ai țintei. În felul acesta efectul pulverizării catodice este caracterizat printr-un randament de pulverizare S, exprimat de raportul :

$$S = \frac{\text{Număr de atomi ejectați}}{\text{Număr de ioni incidenți}} \qquad (3)$$

Randamentul de pulverizare este o caracteristică a cuplului ion-țintă, el depinzînd de un complex de factori : natura și energia ionului incident (fig. 1), orientarea traiectoriei ionului incident față de țintă (fig. 3), natura și temperatura țintei (rig. 4) și presiunea gazelor reziduale în incintă (fig. 5). Din figura 5 rezultă că, pe măsură ce crește presiunea în incinta de lucru, în vecinătatea țintei, numărul de atomi ejectați scade, ca urmare a intensificării ciocnirilor între atomii și moleculele de argon. Acest efect este însă sesizabil numai la presiuni mai mari de circa 5 Pa.

Efectul pulverizării catodice devine sensibil numai de la un anumit prag de energie, a cărei valoare depinde de particula incidentă și de

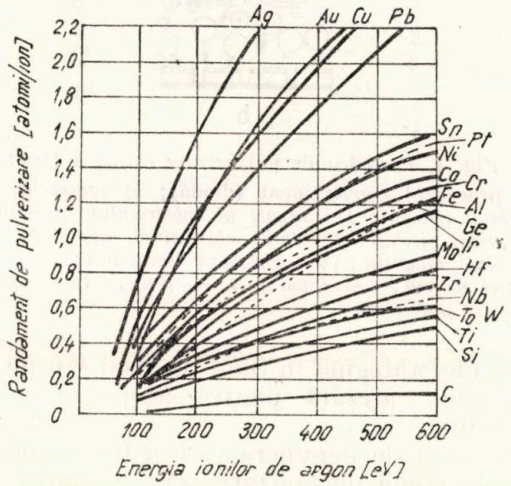


Fig. 2. Dependența randamentului de pulverizare de energia și natura ionilor incidenți [13]

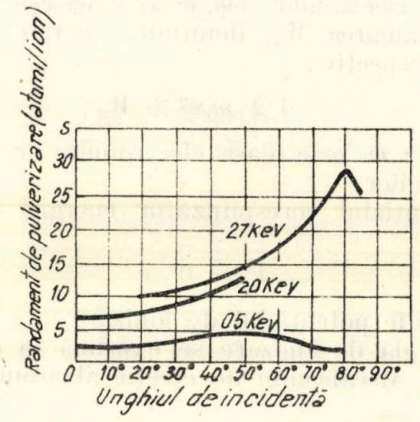


Fig. 3. Dependența randamentului de pulverizare de orientarea traiectoriei ionului incident [13]

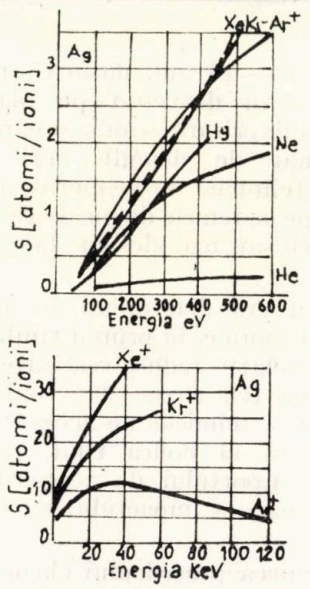


Fig. 4. Variația randamentului de pulverizare în funcție de natura țintei [13]

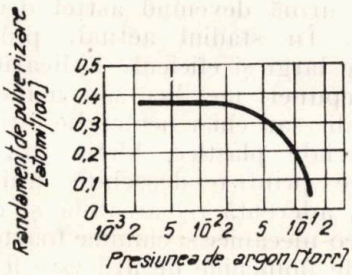


Fig. 5. Dependența randamentului de pulverizare de presiunea gazelor reziduale [13]

materialul țintei. În tabelul 1 se prezintă valorile pragului de energie, în funcție de natura ionilor incidenți și a materialelor utilizate ca țintă.

În cazul procedeului convențional de pulverizare catodică (procedeul diodă), substratul pentru depunere, fiind așezat direct pe anod, este bombardat intens de fasciculul de electroni. În funcție de viteza și timpul de pulverizare, de presiunea argonului în incinta de lucru și de modul de răcire, substratul se poate încălzi la 300—500°C. Tensiunea caracteristică de descărcare are valori între 1 000 și 5 000 volți, ceea ce corespunde la o încărcare admisă a catodului de 3—10W/cm² [15].

În figura 6 se prezintă schema de principiu a unei instalații de pulverizare prin procedeul diodă, la care materialul de pulverizat (ținta)

Praguri de energie (eV) *Tabelul 1*

	Ne	Ar	Kr	Xe
Be	12	15	15	15
Al	13	13	15	18
Ti	22	20	17	18
V	21	23	25	28
Cr	22	22	18	20
Fe	22	20	25	23
Co	20	25	22	22
Ni	23	21	25	20
Cu	17	17	16	15
Ge	23	25	22	18
Zr	23	22	18	25
Nb	27	25	26	32
Mo	24	24	28	27
Rh	25	24	25	25
Pd	20	20	20	15
Ag	12	15	15	17
Ta	25	26	30	30
W	35	33	30	30
Re	35	35	25	30
Pt	27	25	22	22
Au	20	20	20	18
Th	20	24	25	25
U	20	23	25	22

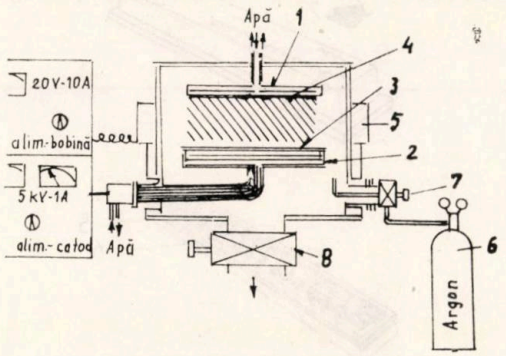


Fig. 6. Schema instalației de pulverizare după procedeul diodă [13]:
1 — anod; 2 — catod; 3 — țintă; 4 — substrat; 5 — bobină; 6 — butelie de argon; 7 — vană de reglaj; 8 — vană racordată la stația de pompare

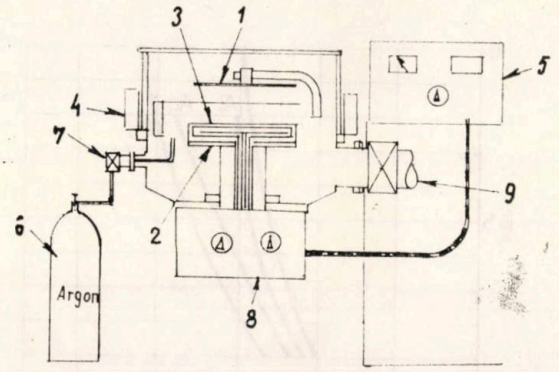


Fig. 7. Schema instalației de pulverizare catodică de înaltă frecvență (HF) [13]:
1 — anod (portsubstrat); 2 — electrod HF; 3 — țintă; 4 — bobină; 5 — modul de alimentare HF; 6 — butelie de argon; 7 — microvană de reglaj; 8 — adaptor; 9 — racord la instalația de vid

este fixat pe catod, iar piesa de acoperit (substratul) este fixată pe anod. Atît catodul, cît și anodul sînt răcite. Asupra cîmpului electric format se suprapune un cîmp magnetic de circa 50 gauss, ceea ce permite micșorarea presiunii de lucru pînă la 1 Pa.

Deși în stadiul actual, procedeul diodă se mai aplică datorită simplității sale, există însă tendința ca acesta să fie abandonat datorită următoarelor cauze:

1. Întreținerea descărcării la o presiune de circa 1 Pa necesită o tensiune mai mare de 3kV, ceea ce impune luarea unor măsuri speciale cu referire la geometria sistemului, și anume:

— folosirea de catozi și anozi plani și paraleli;

— distanță determinată între catod și anod (1—3 cm).

2. Drumul liber mijlociu al unei particule în gaz la presiunea de 1 Pa fiind foarte mic (~ 5 mm), atomii ejectați din țintă au toate șansele să întîlnească moleculele de gaz, ceea ce are ca efect fie reducerea vitezei de depunere (în cazul Ar), fie contaminarea stratului depus, dacă molecula interceptată este aceea a unui gaz de tipul H_2, O_2, N_2, H_2O sau NH_3.

Aplicația cea mai importantă a procedeului diodă este obținerea de straturi rezistente de nitrură de tantal.

Dezavantajele procedeului diodă au dus, în ultimul timp, la punerea la punct a unor noi procedee (neconvenționale) de pulverizare prezentate în continuare.

Procedeul diodă de înaltă frecvență (*fig.* 7). În acest caz se înlocuiește cîmpul electric continuu cu un cîmp alternativ de înaltă frecvență (2—4 kV), descărcarea fiind astfel menținută pînă la o presiune de ordinul 10^{-1}Pa. Dacă, în plus, se suprapune peste cîmpul electric alternativ și un cîmp magnetic continuu, descărcarea se poate menține pînă la 10^{-1}Pa, ceea ce este un avantaj deosebit, întrucît drumul liber mijlociu al moleculelor de gaz fiind de circa 50 cm, atomii ejectați nu întîlnesc în traiectoria lor molecule de gaz.

Procedeul permite pulverizarea de materiale izolante pe un suport oarecare. Astfel, dacă pe un electrod de înaltă frecvență, adus la un potențial negativ în raport cu cel al plasmei, se fixează o placă de silice (SiO_2), acest electrod atrage ionii pozitivi care determină, datorită impactului, pulverizarea silicei. Procesul de pulverizare are loc pînă cînd sarcinile pozitive aduse de ionii incidenți creează un potențial egal și opus potențialului electrodului-țintă. În acest moment, pulverizarea încetează din cauza sistării atracției ionilor de către electrod. Prin inversarea polarității electrodului în acest moment, este posibilă atracția electronilor din plasmă, care, prin aglomerare pe țintă, vor determina descărcarea electrodului-țintă și reînceperea ciclului de atracție a ionilor pozitivi.

În modul acesta procesul decurge în două alternanțe, una negativă de atracție a ionilor și de pulverizare, alta pozitivă de atracție a electronilor și de neutralizare (fig. 8).

Frecvențele utilizate la acest procedeu sînt de ordinul megaciclilor, fiind practic cele utilizate la rețelele de telecomunicații. Procedeul

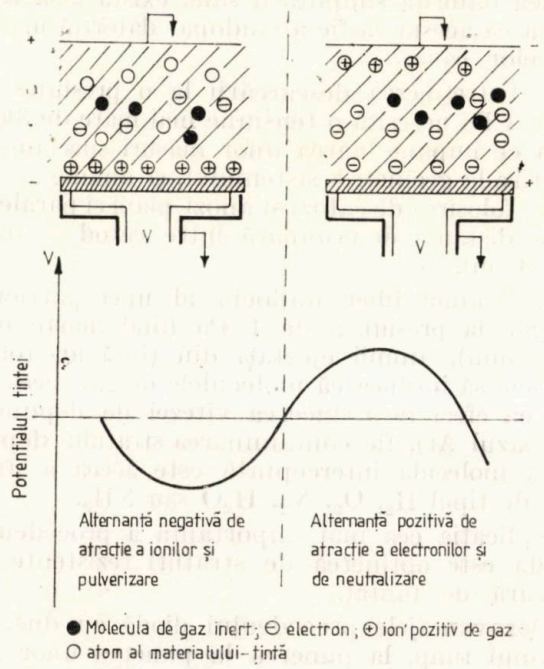


Fig. 8. Mecanismul pulverizării de materiale izolante [13]

permite obținerea de depuneri din orice fel de material conductor sau izolant (silice, alumină, nitrură de bor). S-au realizat chiar și depuneri de teflon cu grosimea de cîțiva microni, cu caracteristici electrice determinate și rezistență mare la uzarea prin frecare.

Procedeul de pulverizare în cîmp magnetic — triodă (*High-Rate Sputtering*). Principiul acestui procedeu este prezentat comparativ cu procedeul diodă în figura 1. În acest caz, plasma este concentrată în fața catodului cu ajutorul unui cîmp magnetic, în timp ce electronii (care

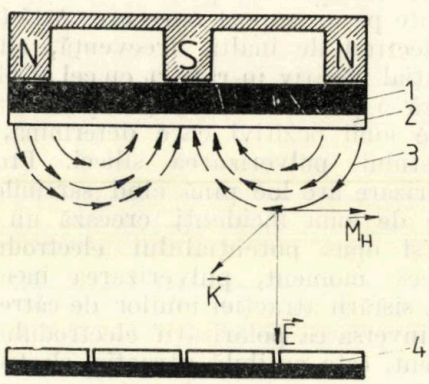


Fig. 9. Efectul cîmpului magnetic asupra descărcării în gaze [20]:
1 — catod; 2 — țintă; 3 — cîmp magnetic; 4 — substrat

bombardau piesa de acoperit la anod) sînt atrași de un anod secundar, montat în imediata vecinătate a catodului, în zona de descărcare neluminoasă sau spre peretele incintei, dispus în spatele catodului. În felul acesta, substratul este expus numai la fluxul de atomi ai materialului-țintă și într-o măsură limitată la fluxul de electroni secundari, ceea ce determină o încălzire redusă a substratului (50—150°C), în funcție de condițiile de lucru. Efectul cîmpului magnetic asupra procesului de descărcare este prezentat în figura 9. În zonele de descărcare în care componenta orizontală a cîmpului magnetic $\vec{M}_H$ este normală pe cîmpul electric $\vec{E}$, electronii sînt deviați pe baza forței Lorentz, pe o direcție perpendiculară $\vec{K}$ pe direcțiile cîmpurilor magnetic și electric, evitîndu-se astfel contactul acestora cu substratul. Această deviere extinde traiectoria electronilor, ducînd implicit la o creștere a densității plasmei în fața catodului, respectiv a randamentului de pulverizare S. Se obțin astfel viteze de depunere de 4—10 ori mai mari decît în cazul procedeului diodă clasic. Densitatea plasmei în

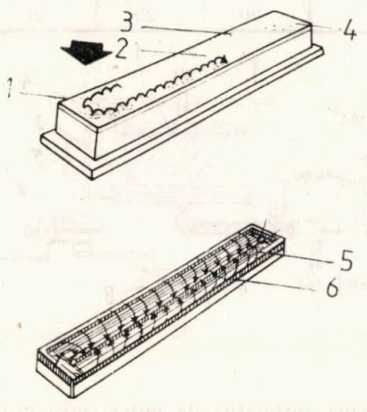


Fig. 10. Principiul de construcție al magnetronului generator de cîmp magnetic toroidal închis [20]:
1 — țintă; 2 — traiectoria cicloidală a electronilor; 3 — zonă de eroziune; 4 — catod; 5 — liniile cîmpului magnetic; 6 — sistem de magnet permanent

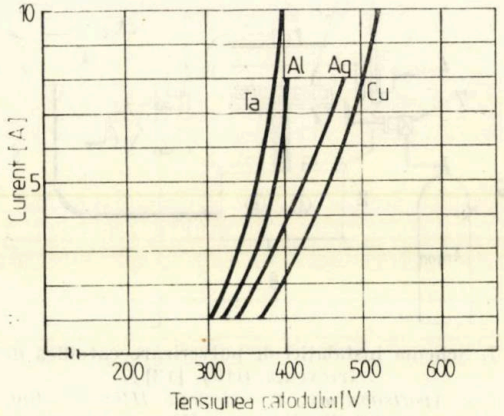


Fig. 11. Caracteristica curent-tensiune la pulverizarea catodică în cîmp magnetic [9]

fața catodului crește considerabil în cazul în care magneții sînt astfel construiți încît se obține un cîmp magnetic toroidal închis (fig. 10). Sistemul alcătuit din catod, materialul-țintă și dispozitivul de obținere a cîmpului magnetic poartă denumirea de magnetron.

Datorită densității ridicate a plasmei, aceasta se caracterizează printr-o impedanță scăzută, ceea ce determină o scădere a tensiunii de des-

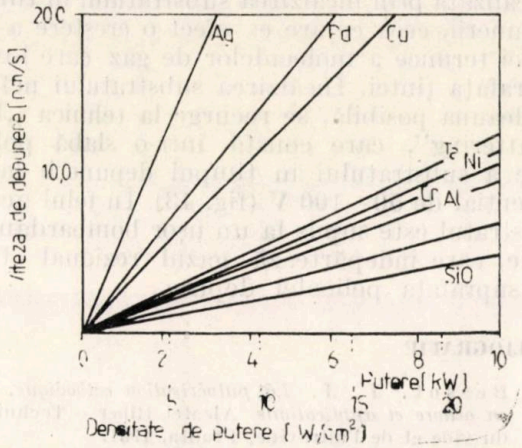


Fig. 12. Dependența vitezei de depunere de densitatea de putere și natura țintei [20]

cărcare în limitele 300—800 V (fig. 11), corespunzătoare unei încărcări a catodului (densitate de putere) de 10—30 W/cm².

Vitezele de depunere sînt proporționale cu densitățile de putere (aceste corelații fiind valabile și la procedeul diodă), așa cum rezultă din figura 12. Cîteva viteze tipice de depunere realizate prin procedeul triodă sînt 1 μm/min pentru aluminiu, 2,5 μm/min pentru cupru și 0,1 μm/min pentru SiO_2, comparativ cu 0,12 μm/min pentru cupru și 0,025 μm/min pentru cuarț, obținute în procedeul diodă.

În figura 13 se arată principiul de construcție al sistemului de pulverizare prin procedeul triodă cu descărcare „penning", conceput de ALCATEL—RIBER (Franța). Sistemul este prevăzut cu un catod cald *1* (filament de wolfram), care alimentat cu tensiune alternativă emite electroni care sînt accelerați într-un cîmp electric creat de anodul *2*, acesta din urmă fiind un cilindru metalic adus la un potențial de aproximativ + 100 V. Peste cîmpul electric se suprapune un cîmp magnetic, care determină o traiectorie spiralată a electronilor, mărind astfel probabilitatea coliziunii acestora cu moleculele de gaz inert (argon). Cîmpul magnetic are de asemenea rolul de a concentra plasma în zona centrală a incintei. Ansamblul filament-anod-bobină constituie un generator de plasmă independent de țintă și de substratul de acoperire. Ionii de argon formați prin coliziune sînt atrași de ținta *3*, pe care se aplică o tensiune de 0,5 —1,0 kV, suficientă pentru ejecția atomilor-țintă, care se depun apoi pe placa substrat *5*.

Faptul că prin construcție generatorul de plasmă este independent de sistemul de pulverizare, aceasta permite folosirea de ținte și substraturi de forme variate, ceea ce practic nu se poate realiza în cazul procedeului diodă. Procedeul triodă permite printre altele și pulverizarea simultană cu două materiale M_1 și M_2, realizîndu-se aliaje sau chiar structuri „sandwich", dacă se practică pulverizarea alternată.

În figura 14 se prezintă schema metalizării unor cavități interioare, bazată pe procedeul triodă. În tabelul 2 este prezentată comparația între procedeele de pulverizare catodică și procedeul de acoperire prin evaporare în vid.

Tabelul 2

Comparație între procedeele de pulverizare catodică și procedeul de acoperire prin evaporare în vid [8]

	Procedeul diodă		Pulverizare catodică în cîmp magnetic	Evaporare în vid
	curent continuu	înaltă frecvență		
Presiunea de lucru, mbar	3.10^{-2}	6.10^{-3}	2.10^{-3}	$<10^{-4}$
Tensiunea admisibilă pe catod, kV	4	2	0,6	—
Viteza de depunere pentru Cu, nm/s	1,5		30	30
Distanța țintă-substrat, cm	5		5	30
Aderența filmului depus pe substrat	bună		bună	medie
Încălzirea substratului	puternică °C 300 —500	mediocră	neînsemnată 50 —250°C	neînsemnată

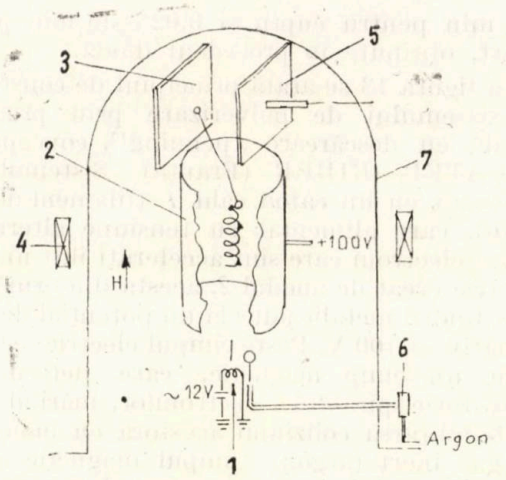


Fig. 13. Sistemul de pulverizare prin procedeul triodă cu descărcare „penning" [13]:
1 — catod cald; 2 — anod; 3 — placă țintă; 4 — bobină; 5 — placă substrat; 6 — microvană de reglare; 7 — incintă vidată

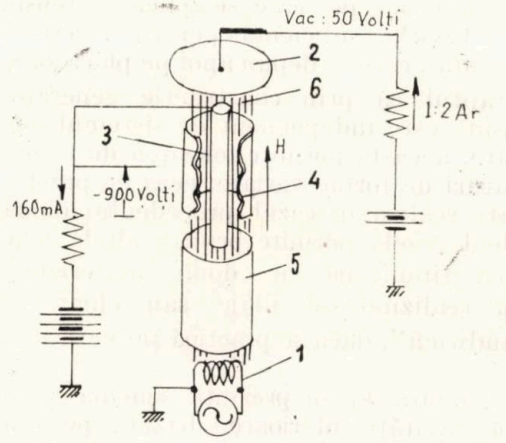


Fig. 14. Metalizarea unei cavități interioare [13]:
1 — catod cald; 2 — anod; 3 — țintă; 4 — cilindru metalizat la interior; 5 — generator de plasmă; 6 — zonă de descărcare

Procedee speciale de pulverizare catodică. Pulverizarea catodică reactivă. Dacă gazul inert (Ar) este amestecat în anumite proporții cu un gaz activ (de exemplu oxigen sau azot), se obține prin pulverizare catodică un substrat care este un compus al materialului-țintă și al gazului activ (oxizi sau nitruri). Prin acest procedeu se pot obține de asemenea substraturi de SiO_2, TiO sau TiO_2, prin pulverizarea de siliciu sau titan în prezența oxigenului. O aplicație industrială importantă este și realizarea de rezistențe de Taβ stabilizate cu nitrură de tantal. În acest caz tantalul este depus prin folosirea unui gaz alcătuit din argon cu cîteva procente de azot.

Pulverizarea catodică în cîmp magnetic cu polarizarea substratului (Bias Sputtering). Acest procedeu are aplicații la obținerea de depuneri foarte subțiri de înaltă puritate, de exemplu straturi electroconductoare (Ag—Cu) sau supraconductoare (Nb). Este știut faptul că un strat metalic subțire, proaspăt depus, are tendința de a fixa moleculele de gaz rezidual cu care vine în contact. Un asemenea fenomen apare nu numai în cazul urmelor de gaz reactiv (oxigen, azot), prezente chiar în argonul de înaltă puritate (în conținuturi de peste 5 ppm), ci și în cazul argonului pur. Evitarea captării moleculelor de gaz de către stratul depus poate fi realizată prin încălzirea substratului în timpul depunerii, ceea ce are ca efect o creștere a agitației termice a moleculelor de gaz care lovesc suprafața țintei. Încălzirea substratului nefiind totdeauna posibilă, se recurge la tehnica „Bias Sputtering", care constă într-o slabă polarizare a substratului în timpul depunerii la un potențial de 50—100 V (fig. 13). În felul acesta substratul este supus la un ușor bombardament ionic, care îndepărtează gazul rezidual fixat pe suprafața peliculei depuse.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bessot, J. J. *La pulvérisation cathodique, mise en oeuvre et applications.* Alcatel Riber — Techniques du vide et de l'ultravide, Franța, 1981.

[2] Brauer, W., Kienel, G. și Wechsung, R. *Reproducible Methods for the Fabrication of Microwave Strip Lines of High Precision and Reliability.* În: Solid State Technology, S.U.A., dec., 1976.

[3] Deppisch, G. *Schichtdickengleichmässigkeit von aufgestäubten Schichten — Vergleich zwischen Berechnungen und praktischen Ergebnissen.* În: Vakuum — Technik, R. F. G., mai, 1981, p. 106—112.

[4] Hegner, F. și Feuerstein, I. *Al/Si — Metallisierung durch Simultanbetrieb durch zwei geregelte Elektronenstrahlverdampfer.* În: Vakuum—Technik, R. F. G., nr. 12, ian., 1978.

[5] Hegner, F. *Reproduzierbares Aufstäuben von Ni/Cr — Widerstandsschichten auf Schüttgut.* Leybold-Heraeus GmbH, R. F. G., 1981.

[6] Knotek, O., Reimann, H. și Bosch, W. *Die Darstellung verschleissfester TiN — Schichten mittels reaktiven Katodenzerstäubens.* În: Metall, R. F. G., 37, nr. 3, 1983.

[7] Marin, Gh., *Tehnica vidului și aplicațiile ei în industrie.* București, Editura tehnică, 1983, p. 97—101.

[8] Münz, W. D. și Walter, H. *Hochleistungs — Katodenzerstäubungsanlangen in der Produktion von Baugruppen der Mikroelektronik.* În: Elektronik Produktion & Prüftechnik, R. F. G., 1979.

[9] Münz, W. D. *Metallbeschichtung von Substraten durch Magnetron-Sputtern.* În: Elektronik Produktion & Prüftechnik, R. F. G., dec., 1980.

[10] Münz, W. D. *Katodenzerstäubung in der Displaytechnik. Herstellung transparent leitender Indium — Zinn—Oxyd—Schichten.* În: Elektronik Produktion & Prüftechnik, feb., 1980,

[11] Münz, W. D. și Hessberger, G. *Herstellung von harten Titannitridschichten mittels Hochleistungskatodenzerstäubung.* Leybold-Heraeus, R.F.G., 1981.

[12] Münz, W. D. și Hofmann, D. *Herstellung harter dekorativer goldfarbener Titannitridschichten mittels Hochleistungskatodenzerstäubung.* Leybold-Heraeus GmbH, R.F.G., ian., 1983.

[13] * * * *Pulvérisation cathodique, mise en oeuvre et applications.* Alcatel Riber — Techniques du vide et de l'ultravide, Franța, 1982.

[14] * * * *Pulvérisation cathodique. Procédé triode.* Alcatel Riber — Techniques du vide et de l'ultravide, Franța, 1981.

[15] * * * *Cathode Sputtering.* Leybold-Heraeus GmbH, Franţa, 1983 (prospect).

[16] * * * *High—Rate Sputtering.* Leybold-Heraeus Gm bH, R. F. G. 1983 (prospect).

[17] * * * *High—Rate Sputtering Plants for Moulded Parts.* Leybold-Heraeus GmbH, R.F.G., 1983 (prospect).

[18] * * * *Cathode Sputtering Plant for Ni-Cr Coatings.* Leybold-Heraeus GmbH., R. F. G., 1983 (prospect).

[19] * * * *High Vacuum Roll Coating Plants.* Leybold-Heraeus GmbH, R. F. G., 1983 (prospect).

[20] * * * *Sputtering Technology.* Leybold-Heraeus GmbH, R. F. G., 1983 (prospect).

[21] Heinz, B. şi Patz, U. *Technology of High-Rate Sputtering with Planar Magnetrons.* Leybold-Heraeus GmbH, R. F. G., 1983.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 6, 1984

Problema depozitării cărbunilor şi omogenizarea încărcăturii de cărbuni în întreprinderile cocsochimice, p. 4 — Structura cocsului metalurgic, p. 14 — Compoziţia gazelor de circulaţie şi de evacuare din instalaţiile de stingere uscată a cocsului, p. 17 — Influenţa prelucrării mecanice a cocsului asupra proprietăţilor masei în vrac a acestuia, p. 19 — Citeva caracteristici termofizice ale cocsului, p. 20 — Centralizarea prelucrării produselor chimice de cocsificare, p. 22 — Unele probleme ale prelucrării produselor chimice de cocsificare, p. 26 — Reostat cu inducţie în mecanismele de deplasare ale maşinilor de cocsificare şi ale altor maşini, p. 35 — Dispozitiv automat de luare a probelor pentru produsele vîscoase şi care se cristalizează repede, p. 38 — Deshidratarea nămolului activ excedentar din instalaţiile biochimice ale întreprinderilor cocsochimice prin centrifugare, p. 45 — Sistemul automatizat de comandă a proceselor tehnologice pentru blocul de cărbuni pentru cocs pe plan mondial, p. 54.

Iz. VUZ — Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 5, 1984

Calcularea energiei de atomizare în tetraedrul SiO_4^{4-}, p. 1 — Cinetica reducerii combinate a oxizilor de fier şi mangan, în condiţii neizotermice, p. 4 — Studierea interacţiunii oxizilor de crom cu carbonul, p. 6 — Solubilitatea reciprocă a fazelor în sistemele cu mai multe componente, p. 10 — Influenţa adaosurilor catalitice asupra reducerii oxidului de fier, p. 13 — Modificarea caracteristicilor structurale ale stratului la arderea peletelor pe maşini transportoare, p. 16 — Influenţa compoziţiei granulometrice a minereului asupra procesului de aglomerare, p. 19 — Studierea procesului de peletizare a încărcăturilor din concentrate de minereu de fier cu conţinut de umiditate, p. 21 — Studierea procesului de desorbţie a ionilor de pe suprafaţa concentratelor de minereu de fier, p. 24 — Desulfurarea complexă a fontei cu utilizarea sodei calcinate şi a magneziului, p. 26 — Studierea structurilor, produselor solide de reducere a încărcăturii de aliaj Si-Mn-Ca-Al, p. 29 — Posibilităţi suplimentare de comandă a formării suprafeţei încărcăturii în furnal, p. 32 — Formarea incluziunilor de oxizi la interacţiunea în fier a aliajului cu conţinut de calciu cu oxigenul, p. 36 — Influenţa atmosferei asupra capacităţii de dezoxidare a aluminiului, p. 41 — Modelarea numerică a amestecării şi schimbului de căldură în baia convertizorului, p. 44 — Stabilirea parametrilor corpurilor de oţel care plutesc în metalul lichid, p. 48 — Algoritm de prognozare a procesului de afinare a picăturilor de fontă, p. 51 — Studierea interacţiunii fontei lichide cu oxigenul, p. 54 — Hidrodinamica şi transportul de căldură în metalul lichid, în cazul amestecării electromagnetice a acestuia în oală, p. 58 — Calculul cîmpurilor de deformare cu utilizarea funcţiilor coordonate, p. 62 — Studiul durificării înmuierii la oţelurile speciale pe un plastometru cu camă, p. 65 — Metodă experimentală de cercetare în etape a procesului de deformare plastică, p. 70 — Tensiuni de contact la refularea prin rulare a semifabricatelor cilindrice, pe o presă mobilă, p. 73 — Influenţa formei liniei de contact a benzii cu cilindrul asupra avansului la laminarea la rece, p. 77 — Unele probleme ale optimizării procesului de laminare reversibilă la rece a benzilor, p. 80 — Capacitatea de amortizare la răsucire a ţevilor cu mai multe straturi, p. 83 — Influenţa vitezei de răcire a topiturii asupra structurii fazelor, în sistemele Fe—Co—Nb şi Fe—Ni—Nb, p. 85 — Studierea granulelor de aliaje pe bază de molibden, obţinute în descărcarea prin impulsuri, p. 90 — Sinterizarea în fază solidă a carburii de tantal, p. 93 — Structura şi proprietăţile oţelului 18H23N18 şi 20H23N18 prin tratamentul termic în timp programat topiturilor, p. 95 — Îmbătrînirea oţelurilor laminate la cald, p. 99 — Influenţa vitezei de răcire după laminare asupra incluziunilor din oţelurile de construcţie, p. 102 — Influenţa arsenului asupra tenacităţii oţelurilor carbon şi slab aliate, p. 106 — Legătura neomogenităţii structurale cu rezistenţa la oboseală a tablei, p. 110 — Studierea procedeelor de comandă a răcirii semifabricatului continuu, cu ajutorul modelului matematic, p. 113 — Schimbul de căldură cu jeturi compacte şi pulverizate, la călire, p. 116 — Analiza procesului de încălzire a corpului în topitură, p. 120 — Reglarea presiunii în cuptorul termic, cu ajutorul închizătoarelor de aer, p. 124 — Evidenţa cîmpului de temperatură pe grosimea peretelui grătarului schimbătoarelor de căldură, prin calcul termic, p. 127 — Calcularea schimbului de căldură în cristalizor, p. 129 — Aprecierea condiţiilor de utilizare optimă a combustibilului în cuptoarele de încălzire, p. 132 — Metodica de stabilire a eficienţei comparative a proceselor de elaborare a oţelului, p. 136 — Problemele fundamentării capacităţilor de producţie în producţia de aglomerat, p. 139 — Formarea şi oxidarea picăturilor pe suprafaţa stratului gaz-metal, p. 143 — Influenţa temperaturilor reactivilor asupra naturii produsului reacţiilor din fazele solide, p. 144 — Metodica studierii proprietăţilor minereului de fier la temperaturi înalte, p. 145 — Condiţiile limită la calcularea zonei bifazice a lingourilor şi pieselor turnate, p. 146 — Stabilirea parametrilor geometrici la dezoxidarea oţelului cu aluminiu, pe maşinile de turnare continuă, p. 147 — Cinetica interacţiunii carbonului cu oxizii de fier ai materialelor metalizate în fază solidă, p. 148 — Algoritm de control al momentului de „aprindere" a convertizorului, p. 149 — Influenţa geometriei profilului benzii asupra rezistenţei la oboseală a pieselor de la maşinile agricole, p. 150 — Particularităţile de deformare a molibdenului la temperaturi ridicate, p. 151 — Formarea unor degajări izolate de faze la descompunerea aliajelor foarte coercitive Fe—Cr—Co, p. 152 — Influenţa cuprului asupra microlicuaţiei manganului în fontele de înaltă rezistenţă, p. 153 — Procedeul de mărire a eficienţei epurării electrice a gazelor de particulele cu dispersie mare, p. 154 — Prognozarea emanaţiilor în procesul de elaborare în convertizor, p. 155 — Determinarea vitezei verticale de sinterizare a încărcăturilor de aglomerare, p. 156 — Modificarea compoziţiei chimice a aliajelor pe bază de fier carbonilic la recoacerea sub vid şi în atmosferă de protecţie, p. 157.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 5, 1984

Uzina de ţevi Pervouralsk pe calea progresului tehnic, p. 3 — Dezvoltarea întrecerii socialiste la uzina de ţevi Pervouralsk, p. 5 — Mecanizarea şi automatizarea producţiei la uzina de ţevi Pervouralsk, p. 7 — Aplicarea tehnicii de calcul la uzina de ţevi Pervouralsk, p. 9 — Gospodărirea energiei la uzina de ţevi Pervouralsk, p. 10 — Rolul serviciului de reparaţii în modernizarea utilajului de bază la uzina de ţevi Pervouralsk, p. 11 — Perfecţionarea procesului de peletizare a concentratelor fin măcinate, p. 13 — Eficienţa utilizării cocsului din încărcătura brichetată parţial în producţia de fontă de furnal, p. 15 — Cauzele neomogenităţii compoziţiei chimice a fontei pe parcursul elaborării, p. 17 — Influenţa consumului specific de aluminiu asupra calităţii suprafeţei semifabricatelor şi plasticităţii oţelului pentru construcţii, p. 20 — Influenţa vidării porţionate asupra conţinutului de gaze în oţelurile cu conţinut mediu de carbon şi pentru rulmenţi, p. 21 — Controlul mărimii bombării sleburilor turnate continuu, în zona de răcire secundară a maşinii de turnare continuă, p. 23 — Influenţa procesului de uscare asupra calităţii căptuşirii monolit a fundului oalelor de turnare a oţelului, p. 25 — Tehnologia cu deşeuri puţine a fabricării aliajelor de mangan, p. 26 — Mărirea eficienţei de laminare la cald a ţevilor din oţel inoxidabil, p. 30 — Asimilarea producţiei de ţevi pentru gazlift, p. 31 — Elaborarea unei tehnologii eficiente de fabricare a profilelor fasonate din oţel de înaltă precizie, p. 32 — Izolarea cu două straturi a ţevilor din vatră la cuptoarele de la combinatul metalurgic Magnitogorsk, p. 34 — Aprecierea comparativă a diferitelor tipuri de releuri fotoelectrice în condiţiile formării intensive a aburilor, p. 36 — Dezvoltarea şi perfecţionarea organizării muncii în acord global şi a stimulării ei, p. 39.

Metallurghiceskaia i gornorudnaia promîşlennosti, U.R.S.S., nr. 2, 1984

Cercetarea repartizării periferice a materialelor în cazul diferitelor regimuri de funcţionare ale distribuitoarelor rotative de încărcătură, p. 3 — Elaborarea fontei de afinare pe bază de zgură magneziană, p. 5 — Studierea tehnologiei continue de desulfurare a fontei în condiţii industriale, p. 7 — Răcirea brichetelor cu conţinut de carbon, reduse parţial, p. 9 — Perfecţionarea omogenizării cărbunilor pentru cocsificare, p. 10 — Utilizarea cocsului cu conţinut scăzut de sulf în furnalele din uzinele Ucrainei, p. 12 — Influenţa conţinutului de carbon din fontă asupra bilanţului termic al elaborării în convertizor, p. 14 — Construcţia raţională a jgheaburilor de evacuare a oţelului din cuptoarele Martin, p. 15 — Îmbunătăţirea încălzirii cuptoarelor tandem, p. 17 — Reducerea fisurilor axiale ale sleburilor turnate continuu, p. 18 — Studierea experimentală a defectelor „abateri de planitate locale" la benzile laminate la rece, p. 19 — Laminarea experimentalo-industrială cu lubrifianţi tehnologici noi, p. 21 — Analiza comparativă a tensiunilor şi a deformaţiilor admisibile la tragerea pe dorn a ţevilor prin diferite procedee în regim de frecare hidrodinamică, p. 22 — Optimizarea proprietăţilor de serviciu a cilindrilor pentru noile laminoare de grinzi, p. 24 — Stabilirea deplasării liniare şi a reducerilor în cadrul cercetării procesului de laminare periodică la rece a ţevilor pe liniile de laminare la rece cu alimentare continuă a semifabricatelor, p. 26 — Proprietăţile de exploatare ale cilindrilor de lucru din oţel 9H cu microadaosuri de azot şi bor, p. 29 — Corpuri cilindrice de acumulatoare hidraulice şi pneumatice pentru roboţi industriali, p. 30 — Utilizarea analogiei electrice în vederea îmbunătăţirii construcţiei şi funcţionării termice a cuptoarelor electrice cu clopot, 32 — Îmbunătăţirea funcţionării termice a cuptoarelor cu trecere continuă, p. 33 — Unele particularităţi ale procesului de zincare prin difuziune în amestecuri pulverulente, p. 35 — Îmbunătăţirea calităţii laminatelor pentru arcuri şi a arcurilor de automobile, fabricate din acestea, p. 37 — Influenţa duratei de menţinere a roţilor asupra conţinutului rezidual de hidrogen şi a plasticităţii metalului, p. 39 — Căi de micşorare a poluării aerului la fabricarea dinasului p. 41 — Direcţiile principale ale îmbunătăţirii calităţii concentratelor de minereu de fier, p. 42 — Modernizarea liniilor de serviciu la cajele intermediare ale laminorului 350, p. 56 — Cercetarea experimentală a maşinilor pentru tăierea lingourilor de roţi, p. 58 — Acoperiri anticorosive pentru dispozitivele de construcţie din sectoarele de decapare, p. 60 — Aprecierea influenţei geometriei cupelor de zgură asupra stării termice şi de tensiune, p. 61 — Deservirea tehnică a utilajului metalurgic în Anglia, p. 63 — Planificarea reutilării tehnice şi a reconstrucţiei întreprinderilor, p. 64 — Analiza utilizării metalului de prelucrare în industria metalurgică, p. 66 — Căi de creştere a utilizării extensive a laminoarelor, p. 68 — Perfecţionarea planificării producţiei în cadrul sistemului de conducere automatizat de ramură Ukrcermet, p. 69 — Îndepărtarea în două etape a zgurei de furnal în secţia de convertizoare de la combinatul Azovstal, p. 71 — Influenţa compoziţiei gazelor de evacuare asupra condiţiilor de muncă din secţia de convertizoare, p. 74.

Stal, U.R.S.S., nr. 6, 1984

Căi de mărire a eficienţei utilizării insuflării adaosurilor şi a oxigenului la elaborarea în furnal, p. 3 — Influenţa oxidului de magneziu asupra rezistenţei aglomeratului, p. 8 — Experienţa creării unui sistem adaptat de conducere a regimului termic la elaborarea în furnal, p. 11 — Calcularea numărului şi a diametrului gurilor de vînt pentru furnale, p. 14 — Căi de reducere a consumului de energie în oţelării, p. 18 — Elaborarea oţelului cu conţinut scăzut de carbon într-un convertizor cu suflare combinată, p. 19 — Perfecţionarea tehnologiei de dezoxidare a oţelului pentru arcuri, p. 22 — Alegerea unui tip optim de lingouri din oţel pentru fabricarea roţilor, p. 23 — Turnarea metalului din oalele cu închizătoare cu sertare de tip cu arc şi pîrghie, p. 27 — Perfecţionarea tehnologiei de ştampare şi uscare a căptuşelilor monolit la oalele de 150 t, p. 28 — Utilizarea aluminiului granulat în amestecurile exotermice pentru izolarea termică a maselotei lingoului, p. 29 — Procedee de economisire a energiei în oţelăriile electrice, p. 31 — Îmbunătăţirea calităţii oţelului de construcţie cu rezistenţă mecanică ridicată, p. 33 — Calcularea automatizată a vitezei masei la retopirea electrică sub vid, p. 34 — Cercetarea influenţei chimico-termice a feroaliajului asupra cristalizoarelor maşinilor de turnare, p. 36 — Analiza eficienţei de reglare a planităţii benzii la laminorul 2030, p. 38 — Asimilarea fabricării benzilor din oţel acoperite cu polimeri, p. 42 — Fabricarea sîrmei sorbitizate la laminoarele de sîrmă p. 43 — Legităţile de formare a undelor pe pereţii profilelor în dublu T, p. 45 — Calitatea zonei marginale şi otpimizarea lăţimii şutajelor laterale de la benzile pentru ţevi, p. 48 — Creşterea eficienţei fabricării ţevilor petroliere pe agregatul de laminare a ţevilor cu laminor în pas de pelerin, p. 50 — Experienţa activităţii secţiei de fabricare a ţevilor petroliere, p. 53 — Tratamentul termic al ţevilor de foraj pe o instalaţie cu curenţi de inducţie, p. 55 — Optimizarea lungimii capetelor strîmbe de tăiat de la conducte înaintea filetării, p. 57 — Fabricarea ţevilor petroliere de înaltă rezistenţă şi etanşeitate mare, p. 58 — Îmbunătăţirea calibrării maşinilor cu cilindri oblici pentru îndreptarea burlanelor de tubaj, p. 60 — Normarea funcţionării utilajului pentru finisarea ţevilor petroliere, p. 62 — Utilizarea unor amestecuri de uleiuri cu viscozitate mică la trefilarea sîrmei cu diametru foarte mic, p. 64 — Organizarea tăierii benzilor în secţiile de laminare la rece prin utilizarea calculatoarelor electronice, p. 66 — Utilizarea concentratului de fosfatare KF-7 la acoperirea cu fosfaţi a metalului, p. 58 — Formarea, natura şi morfologia incluziunilor nemetalice în oţelurile cu zirconiu, p. 68 — Plasticitatea tehnologică a oţelului austenitic rezistent la coroziune 20H23N18, p. 74 — Proprietăţile oţelurilor cu conţinut scăzut de carbon după laminarea la cald, p. 76 — Regimurile optime ale tratamentului termic al cilindrilor din oţel H9VMF—S, p. 78 — Optimizarea procedeului de curăţare a pulberilor tehnice de impurităţile de mangan şi siliciu, p. 80 — Particularităţile sistemului de comandă a calităţii producţiei în secţia de laminare la rece a benzilor, p. 81.

ÎNTREPRINDEREA-ANTREPRIZĂ DE CONSTRUCȚII MONTAJE METALURGICE ȘI REPARAȚII

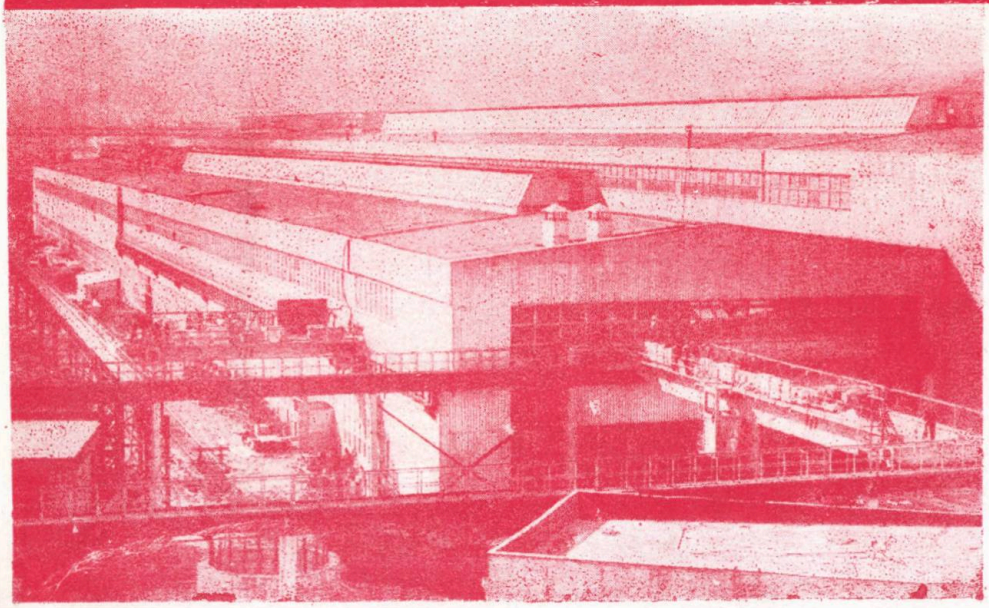
REȘIȚA

În execuţia lucrărilor de construcţii-montaj foloseşte **procedee** şi tehnologii noi, bazate pe mecanizare intensivă, în scopul ridicării productivităţii **muncii** şi obţinerii **unei calităţi** superioare, fiind dotată cu :

- automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacitate pînă la 140 t;
- o gamă multiplă de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare;
- instalaţii de prefabricare a elementelor de beton;
- instalaţii de sortare pentru obţinerea agregatelor necesare întregii producţii de beton fabricate în întreprindere

EXECUTĂ lucrări de construcţii-montaj specifice combinatelor siderurgice:

- Laminoare
- Furnale
- Baterii de cocsificare
- Fabrici de dolomită
- Oţelării Martin
- Fabrici de oxigen
- Instalaţii electrice de mecanizare şi automatizare
- Lucrări de CF şi drumuri
- Montaje de cuptoare pentru produse refractare
- Hale pentru construcţii metalice şi utilaj metalurgic



Str. 6 Martie, tel. 12950; 13186
Telex : 74218
REȘIȚA